



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

**VLIV VRUBŮ PŘI CYKlickÉM
VYSOKOFREKVENČNÍM ÚNAVOVÉM ZATĚŽOVÁNÍ**

INFLUENCE OF NOTCHES UNDER CYCLIC HIGH-FREQUENCY FATIGUE LOADING

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. KAMILA KOZÁKOVÁ

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. JAN KLUSÁK, Ph.D.

BRNO 2021

Zadaní diplomové práce

Ústav: Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Studentka: **Bc. Kamila Kozáková**
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství
Studijní obor: Inženýrská mechanika a biomechanika
Vedoucí práce: **doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.**
Akademický rok: 2020/21

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Vliv vrubů při cyklickém vysokofrekvenčním únavovém zatěžování

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Křivky únavové životnosti materiálů (Wöhlerovy křivky) jsou standardně určovány na hladkých tělesech. Pokud změříme životnost cyklicky zatížených vzorků s U-vrubem, můžeme data vyhodnotit pomocí několika různých známých přístupů. V práci budou pro vyhodnocení experimentálních a numericky získaných dat použity postupy konečné lomové mechaniky. Tyto postupy jsou inženýrsky jednoduše použitelné, ale přitom poskytují silný nástroj pro vyhodnocení míst s koncentrací napětí. Vyhodnocována budou data naměřená na hladkých a vrubovaných tělesech, a to při vysokofrekvenčním ultrazvukovém zatěžování (20 kHz) používaným pro získání dat v režimu gigacyklové únavy materiálů.

Cíle diplomové práce:

- Návrh zkušebních těles hladkých i vrubovaných s vlastní frekvencí podélných kmitů 20 kHz.
- Přizpůsobení postupů konečné lomové mechaniky pro studovaný případ.
- Posouzení experimentálních a numericky získaných dat z hladkých a vrubovaných těles.
- Úvahy a závěry pro možnost predikce životnosti vrubovaných těles na základě zkoušek z hladkých těles.

Seznam doporučené literatury:

MEI, J. et al.: The fatigue limit prediction of notched components – A critical review and modified stress gradient based approach, International Journal of Fatigue 135 (2020) 105531.

TAYLOR, D.: The theory of critical distances, Engineering Fracture Mechanics 75 (2008) 1696–1705

TAYLOR, D.: The Theory of Critical Distances: A link to micromechanisms, Theoretical and Applied Fracture Mechanics 90 (2017) 228–233.

WAGNER, D., CAVALIERI, F.J., BATHIAS, C., RANC, N.: Ultrasonic fatigue tests at high temperature on an austenitic steel, Propulsion and Power Research 2012; 1(1): 29–35.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2020/21

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

Abstrakt

Diplomová práce se zabývá vyhodnocováním životností hladkých a vrubovaných vzorků. Porovnání životností je zaměřeno na případ vysokofrekvenčního cyklického zatěžování v oblasti vysokocyklové a gigacyklové únavy materiálů. Pro vyhodnocování a přepočítání křivek životnosti vrubovaného vzorku je využita teorie kritických vzdáleností. Vliv vrubu je kvantifikován pomocí liniové metody. Kritický délkový parametr je stanoven tak, aby křivka životnosti vrubovaných vzorků odpovídala křivce naměřené na hladkých vzorcích. Výsledkem je závislost kritického délkového parametru na počtu cyklů do lomu. Znalost kritických délkových parametrů může být využita ke stanovení životnosti vrubovaných vzorků i reálných součástí s vrubem na základě výsledků zkoušek životnosti vzorků hladkých.

Abstract

The diploma thesis deals with the evaluation of the lifetimes of smooth and notched specimens. The comparison of their lifetimes is focused on the case of high-frequency cyclic loading in the area of high-cycle and gigacycle fatigue of materials. The theory of critical distances is used to evaluate and recalculate the life curves of the notched specimens. The effect of the notch is quantified using the Line method. The critical length parameter is determined so that the life curve of the notched specimens corresponds to the curve measured on smooth specimens. The result is the dependence of the critical length parameter on the number of cycles to fracture. Knowledge of critical length parameters can be used to determine the lifetime of notched specimens as well as real notched components using the results of fatigue tests of smooth specimens.

Klíčová slova

Wöhlerova křivka, vysokofrekvenční zatěžování, gigacyklová únava, vruby, teorie kritických vzdáleností, konečná lomová mechanika, liniová metoda, ultrazvukové únavové zkoušky

Keywords

Wöhler curve, high-frequency loading, gigacycle fatigue, notches, The theory of critical distances, Finite fracture mechanics, Line method, ultrasonic fatigue tests

Citace

KOZÁKOVÁ, Kamila. *Vliv vrubů při cyklickém vysokofrekvenčním únavovém zatěžování*. Brno, 2021. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.

Vliv vrubů při cyklickém vysokofrekvenčním únavovém zatěžování

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci vypracovala samostatně pod vedením pana doc. Ing. Jana Klusáka Ph.D. Uvedla jsem všechny literární prameny, publikace a další zdroje, ze kterých jsem čerpala.

.....
Kamila Kozáková
20. května 2021

Poděkování

Tímto bych ráda poděkovala doc. Ing. Janu Klusákovi Ph.D. za drahocenné poznámky, připomínky a skvělé vedení diplomové práce. Také děkuji Ing. Lukáši Trávníčkovi za užitečné tipy při psaní maker v klasickém prostředí ANSYS APDL, Ing. Petru Šoustkovi a Bc. Alexi Spornimu za jejich čas a rady při tvorbě této práce. V neposlední řadě děkuji své rodině a blízkým za podporu ve studiu a v životě.



Diplomová práce byla vypracována ve spolupráci s Ústavem fyziky materiálů AV ČR, v. v. i.

Obsah

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | Úvod | 15 |
| 1.1 | Vymezení problémové situace | 16 |
| 1.2 | Formulace problému | 17 |
| 1.3 | Cíle řešení problému | 17 |
| 2 | Únava materiálů | 18 |
| 2.1 | Cyklické namáhání | 19 |
| 2.2 | Etapy únavového života | 20 |
| 2.2.1 | Stádium změn mechanických vlastností | 21 |
| 2.2.2 | Iniciace únavových trhlin | 25 |
| 2.2.3 | Stádium šíření trhliny | 29 |
| 2.2.4 | Konečný lom | 33 |
| 2.3 | Křivky životnosti | 34 |
| 2.3.1 | Wöhlerova křivka | 34 |
| 2.3.2 | Křivky životnosti ε_a-N_f | 36 |
| 2.3.3 | Vliv středního napětí | 37 |
| 2.4 | Únavové zkoušky | 42 |
| 2.4.1 | Jednoduché stroje pro únavové zkoušky | 43 |
| 2.4.2 | Ultrazvukový pulzátor pro měření v oblasti gigacyklové únavy | 45 |
| 2.5 | Gigacyklová únava | 51 |
| 2.5.1 | Specifika gigacyklové únavy | 52 |
| 2.5.2 | Počátky gigacyklové únavy a Claude Bathias | 54 |
| 3 | Vliv vrubů na únavovou životnost | 57 |
| 3.1 | Koncepce nominálních napětí | 57 |
| 3.1.1 | Součinitel tvaru | 57 |
| 3.1.2 | Součinitel vrubu | 58 |
| 3.1.3 | Petersonova koncepce | 59 |
| 3.1.4 | Neuberova koncepce | 60 |
| 3.2 | Koncepce lokálních napětí a deformací | 61 |
| 3.2.1 | Neuberova koncepce | 61 |
| 3.2.2 | Koncepce ekvivalentní energie | 64 |
| 4 | Lomově–mechanické postupy | 65 |
| 4.1 | Lineární elastická lomová mechanika trhlin | 66 |
| 4.1.1 | Energetická bilance, podmínka nestability trhliny | 68 |
| 4.1.2 | Griffithovo kritérium | 68 |
| 4.1.3 | Koncepce hnací síly trhliny | 69 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 4.1.4 | Faktor intenzity napětí | 72 |
| 4.1.5 | Podmínky platnosti LELM | 75 |
| 4.2 | Zobecněná lomová mechanika vrubů | 77 |
| 4.2.1 | Konečná lomová mechanika | 78 |
| 4.3 | Aplikace postupů zobecněné lomové mechaniky na vyhodnocení únavové životnosti | 83 |
| 4.3.1 | Použitý materiál | 83 |
| 4.3.2 | Modální analýza a parametry zkoušených vzorků | 84 |
| 4.3.3 | Harmonická analýza | 86 |
| 4.3.4 | Faktor napětí | 88 |
| 4.3.5 | Součinitel tvaru | 88 |
| 4.3.6 | Vyhodnocení S–N křivek | 88 |
| 4.3.7 | Konkrétní určení kritické vzdálenosti l | 91 |
| 4.3.8 | Úvahy | 92 |
| 5 | Závěr | 94 |
| | Literatura | 96 |
| A | Výkresy vzorků | 102 |

Seznam obrázků

| | | |
|------|---|----|
| 2.1 | Základní metodické postupy užívané při hodnocení únavové životnosti, podle [60] | 18 |
| 2.2 | Parametry zatěžovacího cyklu | 19 |
| 2.3 | Rozdělení zátěžných cyklů | 20 |
| 2.4 | Zátěžné cykly | 20 |
| 2.5 | Stádia únavového procesu, podle [41] | 21 |
| 2.6 | Stádia únavového procesu - bloky [60] | 21 |
| 2.7 | Schéma hysterezní smyčky, podle [17] | 22 |
| 2.8 | Definice cyklického zpevnění a změkčení pro různé režimy zatěžování, podle [17] | 23 |
| 2.9 | Hysterezní smyčky pro měkké a tvrdé zatěžování | 23 |
| 2.10 | Cyklické zpevnění (a), změkčení (b) | 24 |
| 2.11 | Definice cyklické křivky napětí–deformace | 25 |
| 2.12 | Porovnání koncentrace napětí q a faktorů intenzity napětí K_I pro nehomogenity téhož typu na povrchu a uvnitř materiálu, podle [17] | 26 |
| 2.13 | Představa kartového skluzu v perzistentním skluzovém pásmu | 27 |
| 2.14 | Určení délky nukleačního stádia, podle [60] | 28 |
| 2.15 | Frenchova křivka poškození, podle [21] | 29 |
| 2.16 | Stádium růstu trhlin, podle [60] | 29 |
| 2.17 | Schéma etap šíření únavové trhliny, podle [17] | 30 |
| 2.18 | Schéma Lairdova mechanismu šíření trhliny, podle [17] | 31 |
| 2.19 | Obecná závislost rychlosti šíření únavové trhliny $v = \frac{da}{dN}$ na rozkmitu ΔK , upraveno podle [60] | 32 |
| 2.20 | Typické znaky únavového lomu, upraveno podle [60] | 33 |
| 2.21 | Wöhlerova křivka, podle [41] | 34 |
| 2.22 | Schematický průběh křivky životnosti σ_a-N_f , podle [17] | 35 |
| 2.23 | Schematický průběh křivek životnosti, podle [17] | 38 |
| 2.24 | Vliv středního napětí na S–N křivky, podle [31] | 38 |
| 2.25 | Diagram konstantní životnosti pro hliníkovou slitinu 7075-T6 [12] | 39 |
| 2.26 | Normalizovaný diagram pro hliníkovou slitinu 7075-T6 [12] | 39 |
| 2.27 | Haighův diagram pro různá kritéria únavového porušení | 40 |
| 2.28 | Úplný Smithův diagram, podle [17] | 41 |
| 2.29 | Konstrukce Smithova diagramu pro mez únavy, podle [17] | 41 |
| 2.30 | Rozdělení únavových zkoušek | 42 |
| 2.31 | Únavový stroj pro ohyb za rotace [12] | 43 |
| 2.32 | Únavový stroj pro ohyb za rotace vyvolující čtyřbodový ohyb [12] | 44 |
| 2.33 | Únavový stroj pro ohyb s využitím klikového mechanismu [12] | 44 |
| 2.34 | Mechanický rezonanční pulzátor [12] | 45 |

| | | |
|------|---|----|
| 2.35 | Zkušební vzorek upnutý na sonotrodě a chlazený vírovou trubicí | 46 |
| 2.36 | Popis soustavy | 46 |
| 2.37 | Vzorek | 47 |
| 2.38 | Průběh posuvu a napětí, podle [62] | 47 |
| 2.39 | Konfigurace zkušebního zařízení | 49 |
| 2.40 | Dva druhy sonotrod | 49 |
| 2.41 | GUI [1] | 50 |
| 2.42 | Bezpečná křivka únavy bezpečnostní koeficient pro návrh bezpečné životnosti součásti, podle [29] | 51 |
| 2.43 | Schéma lomové plochy s rybím okem [54] | 52 |
| 2.44 | Navržené tvary víceúrovňových S-N křivek [33] | 53 |
| 2.45 | Claude Bathias [3] | 54 |
| 2.46 | Znak konference Euromech 382: Fatigue Life in Gigacycle Regime (později se nazvala VHCF - 1), S : Napětí, N_r : Počet cyklů do lomu (index r značí rupture), podle [34] | 54 |
| 2.47 | Rybí oko, vysoce pevná chrom-molybdenová ocel (a) celkový pohled na lomovou plochu, (b) detail inkluze uvnitř rybího oka (fish eye) při větším zvětšení [34] | 55 |
| 2.48 | Preferovaná místa iniciace trhliny v různých únavových stádiích | 56 |
| 3.1 | Koncentrace napětí a deformace v elastické oblasti, podle [60] | 58 |
| 3.2 | Petersonova koncepce, podle [60] | 59 |
| 3.3 | Neuberova koncepce, podle [60] | 60 |
| 3.4 | Součinitelé koncentrace napětí a deformace, podle [60] | 62 |
| 3.5 | Neuberova koncepce | 62 |
| 3.6 | Neuberova koncepce pro cyklické zatěžování, podle [60] | 63 |
| 3.7 | Koncepce ekvivalentní energie, podle [8] | 64 |
| 4.1 | Nekonečný pás s eliptickým otvorem a nekonečný pás s trhlínou | 65 |
| 4.2 | Tři módy posuvů povrchu trhlín, podle [16] | 67 |
| 4.3 | Křivky zatížení vs. deformace: a) konstantní zatížení, b) konstantní posuv, podle [42] | 70 |
| 4.4 | Odpor proti růstu trhliny (R-křivky), podle [61] | 71 |
| 4.5 | R-křivky pro obecný případ tenké desky, podle [42] | 71 |
| 4.6 | Souřadnice ve vrcholu trhliny a složky pole napětí, podle [42] | 72 |
| 4.7 | Oblast K-dominance, podle [42] | 75 |
| 4.8 | Označení pro stav napjatosti v desce s trhlínou: a) rovinná deformace, b) rovinná napjatost [42] | 76 |
| 4.9 | a) Řešení bez redistribuce napětí, b) řešení s redistribucí napětí, podle [61] | 77 |
| 4.10 | Kritická vzdálenost - bodová metoda (Point method), podle [30] | 80 |
| 4.11 | Kritická vzdálenost - liniová metoda (Line method), podle [30] | 81 |
| 4.12 | Určení kritické vzdálenosti pomocí meze únavy hladkého vzorku a napětí ve vzorku s vrubem při stejném zatížení, podle [30] | 82 |
| 4.13 | Hladký vzorek | 84 |
| 4.14 | Vzorek s vrubem | 84 |
| 4.15 | U vrub | 85 |
| 4.16 | Prostorový konečno-prvkový model hladkého vzorku | 85 |
| 4.17 | Prostorový konečno-prvkový model vzorku s vrubem | 85 |

| | | |
|------|--|-----|
| 4.18 | Srovnání MKP modelu hladkého vzorku a vzorku s vrubem | 86 |
| 4.19 | Průběh napětí v nejužším průřezu ve vzorku s vrubem | 86 |
| 4.20 | Průběh napětí v nejužším průřezu v hladkém vzorku | 87 |
| 4.21 | Distribuce osového napětí po poloměru a jeho průměrná hodnota | 87 |
| 4.22 | Aproximace změřených bodů křivkami životnosti | 89 |
| 4.23 | Průměrná hodnota napětí po určité vzdálenosti L | 90 |
| 4.24 | Závislost vyhodnocované vzdálenosti l na počtu cyklů do lomu N_f | 91 |
| 4.25 | Určení lomových napětí z křivek životnosti pro 10^8 cyklů | 92 |
| 4.26 | Určení kritické vzdálenosti l pro počet cyklů 10^8 | 92 |
| A.1 | Výkres hladkého vzorku | 103 |
| A.2 | Výkres vzorku s vrubem | 104 |

Seznam tabulek

| | | |
|-----|--|----|
| 2.1 | Parametry cyklického namáhání | 19 |
| 2.2 | Rovnice pro kritéria únavového porušení | 40 |
| 2.3 | Obvyklé rozměry kovových vzorků | 47 |
| 2.4 | Parametry sonotrod [1] | 48 |
| 2.5 | Ukazatele | 50 |
| 4.1 | Materiálové vlastnosti hliníkové slitiny AW 7075 | 83 |
| 4.2 | Naladěné rozměry vzorků a jim odpovídající vlastní frekvence | 86 |
| 4.3 | Faktory napětí | 88 |
| 4.4 | Součinitelé tvaru | 88 |

Seznam použitých zkratk a symbolů

| | |
|----------------------|---|
| α | součinitel tvaru, součinitel koncentrace napětí [-] |
| α_H | součinitel tvaru za předpokladu platnosti Hookova zákona [-] |
| α_ε | součinitel koncentrace deformace [-] |
| α_σ | součinitel koncentrace napětí [-] |
| α_1 | součinitel tvaru vrubu 1 [-] |
| α_2 | součinitel tvaru vrubu 2 [-] |
| a | délka trhliny, rozměr vrubu [m] (kap. 4) |
| a_c | kritická délka trhliny [m] |
| a_{ef} | efektivní hodnota velikosti trhliny [m] |
| a_i | délka trhliny při iniciaci [m] |
| a^N | délkový parametr Neuberovy metody [m] |
| a^P | délkový parametr Petersonovy metody [m] |
| A | velikost kmitu [m] |
| $ASME$ | The American Society of Mechanical Engineers |
| β | součinitel vrubu [-] |
| b | výška vrubu [m] (kap. 4), součinitel únavové životnosti křivky σ_a-N_f [-] (kap. 2.3) |
| B | tloušťka [m] |
| c | součinitel únavové životnosti křivky $\varepsilon_{ap}-N_f$ [-] (kap. 2.3), délkový parametr nehomogenity [m] (kap. 2.2) |
| C | materiálová konstanta Parisova vztahu [-] |
| CR | Converter Repairs |
| CZM | Cohesive zone models |

| | |
|------------------------|---|
| Δa | konečná délka trhliny [m] |
| ΔA | konečná velikost trhliny, povrch trhliny [m ²] |
| ΔE_k | změna kinetické energie [J] |
| ΔK | rozkmít faktoru intenzity napětí [MPa · m ^{1/2}] |
| ΔK_{ef} | efektivní hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí [MPa · m ^{1/2}] |
| ΔK_{th} | prahová hodnota pro šíření únavových trhlin [MPa · m ^{1/2}] |
| ΔK_{Ith} | prahová hodnota pro šíření únavových trhlin pro mód I [MPa · m ^{1/2}] |
| ΔK_p | prahová hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí [MPa · m ^{1/2}] |
| Δl | vzdálenost mezi dvěma žlábků [m] |
| $\Delta \Pi$ | změna potenciální energie [J] |
| $\Delta \sigma$ | rozkmít napětí [MPa] |
| $\Delta \sigma_c$ | rozkmít meze únavy [MPa] |
| $\Delta \sigma_H$ | rozdíl napětí za platnosti Hookova zákona [MPa] |
| $\Delta \sigma_{nom}$ | rozdíl nominálního napětí [MPa] |
| $\Delta \varepsilon$ | rozkmít deformace [-] |
| $\Delta \varepsilon_t$ | rozkmít celkové deformace [-] |
| ΔW | deformační práce [J] |
| d | rozměr velikosti zrna [m] |
| DC | Direct current |
| E | modul pružnosti v tahu [MPa] |
| E_c | celková energie tělesa [J] |
| E_d | Youngův dynamický modul pružnosti [MPa] |
| $EPLM$ | elasto-plastická lomová mechanika |
| E_{static} | statický Youngův modul [MPa] |
| f | frekvence zatížení [Hz] |
| f_1 | vlastní frekvence hladkého vzorku [Hz] |
| f_2 | vlastní frekvence vzorku s vrubem [Hz] |
| f_n | skutečná vlastní frekvence [Hz] |
| f_{reso} | vlastní frekvence [Hz] |

| | |
|---------------|--|
| FFM | Finite fracture mechanics |
| $F(x, y)$ | Airyho funkce napětí |
| γ | úhel sklonu ve Smith. diagramu [°] (kap. 2), měrná povrchová energie [$\text{J/m}^2 = \text{N/m}$] (kap. 4) |
| γ_{ef} | efektivní povrchová energie [$\text{J/m}^2 = \text{N/m}$] |
| γ_{pl} | povrchová energie zahrnující vliv vzniku plastické oblasti na čele trhliny [$\text{J/m}^2 = \text{N/m}$] |
| Γ | práce související se vznikem nových ploch [J] |
| G | gradient napětí [MPa/m] (kap. 3), hnací síla trhliny [$\text{J/m}^2 = \text{N/m}$] (kap. 4) |
| G_C | lomová houževnatost (rovinná napjatost) [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| G_s | modul pružnosti ve smyku [MPa] |
| G_{IC} | lomová houževnatost (rovinná deformace) [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| \bar{G} | poměrný gradient napětí [$1/\text{m}$] (kap. 3), rychlost uvolňování energie [$\text{J/m}^2 = \text{N/m}$] (kap. 4) |
| ICM | Imaginary crack method |
| k | materiálová konstanta pro výpočet deformační práce [-] (kap. 2.2.1), bezpečnostní koeficient [-] (kap. 2.5), konstanta cyklické křivky napětí–deformace [MPa] (kap. 3.2.1 a 2.3) |
| K | faktor (součinitel) intenzity napětí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_a | amplituda faktoru intenzity napětí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_C | lomová houževnatost v případě křehkého lomu [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_{EAC} | „prahová“ hodnota, nad kterou dochází k šíření trhliny vlivem agresivního prostředí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_f | součinitel vrubu (v anglické literatuře) [-] |
| K_{fc} | únavová lomová houževnatost při cyklickém zatěžování za nízkých teplot [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_I | faktor (součinitel) intenzity napětí pro mód I [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_{Ic} | lomová houževnatost v případě křehkého lomu pro mód I [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_{max} | maximální hodnota faktoru intenzity napětí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_{min} | minimální hodnota faktoru intenzity napětí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |
| K_{SCC} | „prahová“ hodnota, nad kterou dochází k šíření trhliny v důsledku korozního praskání [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$] |

| | |
|-----------|---|
| K_t | součinitel tvaru vrubu (v anglické literatuře) [-] |
| λ | vzdálenost popisující redistribuci napětí [m] |
| l | kritická vzdálenost [m] |
| l_0 | délkový parametr [m] |
| l_1 | délka zúžené části vzorku [m] |
| l_2 | délka hladké části vzorku [m] |
| l_{LM} | vzdálenost od kořene vrubu pro liniovou metodu [m] |
| l_{PM} | vzdálenost od kořene vrubu pro bodovou metodu [m] |
| L | délka tyče [m] (kap. 2.4), potenciální energie vnějších sil [J] (kap. 4) |
| L_1 | délka hladkého vzorku [m] |
| L_2 | délka vzorku s vrubem [m] |
| $LELM$ | lineárně elastická lomová mechanika |
| LM | Line method |
| μ | Poissonův poměr, Poissonovo číslo [-] |
| MIT | Massachusetts Institute of Technology |
| n | parametr Parisova vztahu [-] |
| n' | součinitel únavového zpevnění [-] |
| n_1 | počet cyklů menší než N_1 [-] |
| n_2 | počet cyklů menší než N_2 [-] |
| N | počet cyklů [-] |
| N_1 | počet cyklů do lomu při napětí σ_1 [-] |
| N_2 | počet cyklů do lomu při napětí σ_2 [-] |
| N_c | počet cyklů do lomu odpovídající časované mezi únavy σ_{N_c} [-] |
| N_f | celková doba života do porušení, počet cyklů do lomu [-] |
| N_i | únavová životnost zahrnující iniciaci trhliny [-] |
| N_L | počet kmitů pro dosažení kritické délky trhliny a_c [-] |
| N_p | únavová životnost zahrnující růst trhliny [-] |
| N_r | počet cyklu do lomu (v anglické literatuře) [-] |
| N_s | počet kmitů pro nárůst trhliny na délku a_o [-] |

| | |
|---------------------|--|
| N_t | délka stádia změn mechanických vlastností [-] |
| N_{tr} | tranzitní počet cyklů [-] |
| Ω_c | povrch konečné velikosti trhliny |
| P | amplitudový součinitel [-] (kap. 2), zatížení [N] (kap. 4.1.3) |
| PM | Point method |
| Π | potenciální energie tělesa [J] |
| Π_0 | celková potenciální energie tělesa bez trhliny [J] |
| PSP | perzistentní skluzová pásma |
| q | koncentrace napětí [-] (kap. 2.2.2), vrubová citlivost [-] (kap. 3) |
| ρ | poloměr trhliny, příp. poloměr kořene vrubu, poloměr oskulační kružnice vrubu [m] (kap. 3, 4.1), hustota [kg/m ³] (kap. 2.4.2, 4) |
| r | polární souřadnice, vzdálenost bodu od počátku [m] (kap. 3, 4.1.4), vzdálenost od vrubu [m] (kap. 4.1.5, 4.2, 4.3) |
| r_y | poloměr plastické zóny (bez redistribuce napětí) [m] |
| $(r_y)_{RD}$ | poloměr plastické zóny pro rovinnou deformaci [m] |
| $(r_y)_{RD-Irwin}$ | poloměr plastické zóny pro rovinnou deformaci po Irwinové úpravě [m] |
| $(r_y)_{RN}$ | poloměr plastické zóny pro rovinnou napjatost [m] |
| r_p | poloměr plastické zóny při uvažování redistribuce napětí [m] |
| $(r_p)_{RN}$ | poloměr plastické zóny pro rovinnou napjatost při uvažování redistribuce napětí [m] |
| $(r_p)_{RD}$ | poloměr plastické zóny pro rovinnou deformaci při uvažování redistribuce napětí [m] |
| R | napětový součinitel [-] (kap. 2), odpor tělesa proti růstu trhliny [J/m ² = N/m] (kap. 4) |
| R_0 | rádius vzorku [m] |
| R_1 | malý poloměr vzorku [m] |
| R_2 | poloměr konců vzorku [m] |
| $R_e = \sigma_{kt}$ | mez kluzu [MPa] |
| $R_m = \sigma_{pt}$ | mez pevnosti [MPa] |
| R_p | smluvní mez kluzu [MPa] |

| | |
|---------------------------|--|
| σ | napětí, skutečné napětí [MPa] |
| σ_i | zatěžovací napětí (i=1, 2, 3, 4) [MPa] |
| σ_{ij} | složka tenzoru napětí ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$) [MPa] |
| σ_a | amplituda napětí [MPa], amplituda napětí hladké tyče bez koncentrátoru napětí [MPa] (kap. 3.1.2) |
| σ_a^x | amplituda napětí zkušebního tělesa s koncentrátorem napětí [MPa] |
| $\sigma_{a,l}$ | amplituda lineárně elastického napětí [MPa] |
| $\sigma_{a,max}$ | maximální napětí v průřezu vzorku [MPa] |
| $\sigma_{a,max}^{hladky}$ | maximální napětí v průřezu hladkého vzorku [MPa] |
| $\sigma_{a,max}^{vrub}$ | maximální napětí v průřezu vrubovaného vzorku [MPa] |
| $\sigma_{a,nom}$ | amplituda nominálního napětí [MPa] |
| $\sigma_{a,nom}^{hladky}$ | amplituda nominálního napětí v hladkém vzorku [MPa] |
| $\sigma_{a,nom}^{vrub}$ | amplituda nominálního napětí ve vrubovaném vzorku [MPa] |
| σ_{ac} | amplituda napětí mezního cyklu [MPa] |
| σ_{ar} | amplituda napětí při $\sigma_m = 0$ [MPa] |
| σ_{avg} | průměrné napětí [MPa] |
| σ_c | mez únavy [MPa] |
| σ_c^x | mez únavy zkušebního tělesa s vrubem [MPa] |
| σ_d | dolní napětí [MPa] |
| σ_f | (skutečné) lomové napětí [MPa] |
| σ'_f | součinitel únavové pevnosti [MPa] |
| σ_h | horní napětí [MPa] |
| σ_H | napětí za předpokladu platnosti Hookova zákona [MPa] |
| σ_{hC} | mez únavy nesymetrického cyklu [MPa] (kap. 2.3.1), horní napětí mezního střídavého cyklu [MPa] (kap. 2.3.3) |
| $\sigma_{h,H}$ | horní napětí za platnosti Hookova zákona [MPa] |
| $\sigma_{h,nom}$ | horní nominální napětí [MPa] |
| $\sigma_{kt} = R_e$ | mez kluzu [MPa] |
| σ_{LM} | průměrné napětí přes oblast od kořene vrubu po vzdálenost l_{LM} [MPa] |
| σ_{max} | maximální napětí [MPa] |

| | |
|-------------------------|--|
| σ_m | střední napětí [MPa] |
| σ_{mi} | střední napětí i (i=1, 2, 3) [MPa] |
| σ_{nom} | nominální napětí [MPa] |
| σ_{Nc} | časovaná mez únavy [MPa] |
| σ_{PM} | napětí ve vzdálenosti l_{PM} [MPa] |
| $\sigma_{pt} = R_m$ | napětí na mezi pevnosti [MPa] |
| σ_r | napětí ve směru souřadnice r [MPa] |
| σ_φ | napětí kolmé na σ_r [MPa] |
| σ_y | osové napětí [MPa] |
| σ_y^{vrub} | osové napětí vrubovaného vzorku [MPa] |
| $\sigma_{y,LM}^{vrub}$ | průměrné osové napětí ve vrubovaném vzorku vyhodnocené přes určitou vzdálenost [MPa] |
| $\sigma_{y,nom}^{vrub}$ | průměrné osové napětí vrubovaného vzorku [MPa] |
| $(\sigma_y)_{max}$ | maximální osové napětí [MPa] |
| s | šířka vzorku [m] |
| S | napětí (v anglické literatuře) [MPa], plocha průmětu trhliny [m ²] (kap. 4.1.1) |
| $S_{f(avg)}$ | průměrný faktor napětí [MPa/m] |
| $S_{f(max)}$ | maximální faktor napětí [MPa/m] |
| S_p | plocha povrchů trhliny [m ²] |
| τ_a | amplituda smykového napětí hladké tyče bez koncentrátorů napětí [MPa] |
| τ_a^x | amplituda smykového napětí zkušebního tělesa s koncentrátorem napětí [MPa] |
| τ_c | mez únavy hladkého zkušebního tělesa namáhaného na smyk [MPa] |
| τ_c^x | mez únavy zkušebního tělesa s vrubem namáhaného na smyk [MPa] |
| t | čas [s] (kap. 3.2.1), tloušťka struktury [m] (kap. 4.2.1) |
| t_f | únavová životnost (čas) [s] |
| T | časová perioda cyklu [s] |
| TCD | The theory of critical distances |

| | |
|---------------------|---|
| u | posuv ve směru osy x [m] |
| ÚFM | Ústav fyziky materiálů |
| ε | deformace, skutečná deformace [-] |
| ε_a | amplituda deformace [-] |
| $\varepsilon_{a,l}$ | amplituda lineárně elastického napětí [-] |
| ε_{ae} | elastická složka amplitudy deformace [-] |
| ε_{ap} | plastická složka amplitudy deformace [-] |
| ε_{at} | amplituda celkové deformace [-] |
| ε'_f | součinitel únavové tažnosti [-] |
| ε_h | horní deformace [-] |
| ε_H | deformace za předpokladu platnosti Hookova zákona [-] |
| $\varepsilon_{h,H}$ | horní deformace za platnosti Hookova zákona [-] |
| ε_{max} | maximální deformace [-] |
| ε_{nom} | nominální deformace [-] |
| ε_p | plastická deformace [-] |
| ε_z | deformace ve směru osy z [-] |
| φ | polární úhlová souřadnice [°] |
| ϑ | úhel tečny pro výpočet gradientu napětí [°] (kap. 3), posunutí vlivem redistribuce napětí [m] (kap. 4.1.5) |
| v | rychlost šíření únavové trhliny [m] (kap. 2), posuv ve směru osy y [m] (kap. 4) |
| V | posuv zatěžovaného bodu [m] |
| $VHCF$ | Very High Cycle Fatigue |
| W | energie napjatosti tělesa [J] |
| W_0 | energie napjatosti tělesa bez trhliny [J] |
| W_T | změna energie napjatosti tělesa v důsledku vzniku trhliny [J] |
| w_f | měrná energie lomu [J/m ² = N/m] |

Kapitola 1

Úvod

Často se v praxi setkáváme s případy zatěžování materiálu, kdy může dojít vlivem opakovaného zatěžování a odlehčování k lomu, i když nedojde k překročení statické pevnosti materiálu. Tomuto jevu se říká únava materiálu. Z hlediska mikrostruktury dochází k pohybu dislokací a vzniku mikrotrhlin, které lze pozorovat pomocí moderních mikroskopů. Tyto mikrotrhliny mohou růst a vést k lomu součástí. Proces únavy tedy představuje kumulaci poškození při opakovaném namáhání součástí a konstrukcí, která může mít až katastrofální následky jako jsou havárie nebo ztráty na životech. Jeden z prvních výzkumníků, který se únavou zabýval, byl August Wöhler, podle kterého jsou pojmenovány křivky životnosti. August Wöhler (1819–1914) pozoroval hřídele náprav lokomotiv a vagónů, které se porušovaly i při nízkém namáhání. Položil základy únavových zkoušek kovů při ohybovém, torzním a osovém zatěžování a ukázal, že únavové chování materiálů je vedle amplitudy napětí ovlivněno také středním napětím.

Wöhler a Bauschinger na konci 19. století tvrdili, že u kovů existuje tzv. kritická mez neboli mez únavy. Mez únavy lze popsat jako největší napětí, které nevede k lomu ani po překonání smluvní hranice 10^7 cyklů. Šlo však pouze o jejich domněnku, jelikož v té době nebyly žádné stroje schopné provést tolik zátěžných cyklů. Postupem času a s vývojem technologií však vznikají piezoelektrické stroje, které umožňují testování vzorků v oblasti gigacyklové únavy. Ukázalo se, že teorie o existenci meze únavy nejsou pravdivé a k lomu může dojít i při napětí menším, než je tato mez. První konference, která se věnovala této problematice proběhla v Paříži roku 1998 a od té doby je gigacyklová únava stále předmětem akademického výzkumu.

V inženýrských konstrukcích existují vždy koncentrátoři napětí, které způsobují lokální zvýšení napětí. Únavové zkoušky se většinou provádějí na hladkých vzorcích a snahou je vytvořit metody pro předpověď únavových vlastností vrubovaných těles na základě těchto zkoušek. Pro posuzování vlivu vrubů na únavovou pevnost a životnost se používá koncepce nominálních napětí, koncepce lokálních napětí a deformací nebo zákonitosti lomové mechaniky. Koncepce nominálních napětí se využívá především v oblasti vysokocyklové únavy. Pod koncepci nominálních napětí spadá Petersova a Neuberova koncepce, ze kterých vychází některé moderní metody tzv. zobecněné lomové mechaniky vrubů.

Lineární elastická lomová mechanika nabyla pozornosti kolem roku 1965, kdy se zjistilo, že většina součástí a konstrukcí včetně svarů obsahují trhliny, resp. vady. Podobně jak se chovají tělesa s trhlínami, se chovají tělesa s vruby, což je důvodem vzniku zobecněné lomové mechaniky. Na rozdíl od klasické lineárně elastické lomové mechaniky trhlín je v zobecněné lineárně elastické lomové mechanice vrubů nutné parametr popisující vznik a šíření trhliny přepočítat pomocí tzv. řídicí veličiny. Také je potřeba tuto řídicí veličinu

vyhodnocovat v určité vzdálenosti před vrcholem vrubu. Takto se postupně formulovala konečná lomová mechanika (FFM), která předpokládá, že v koncentrátoru napětí vznikne vždy trhlina konečné velikosti. Do konečné lomové mechaniky lze zahrnout zejména Teorii kritických vzdáleností a Sdružené kritérium.

Teorie kritických vzdáleností (TCD) udává, že lom tělesa s koncentrátorem napětí je možno předpovědět z informace o elastickém napětí v kritické vzdálenosti před vrcholem vrubu. Mezi nejznámější zástupce teorie kritických vzdáleností patří bodová a liniová metoda. S postupy podobnými TCD přišel již Neuber a Peterson, avšak postupným vývojem nových technologií a numerických výpočtů jsou tyto metody ožívány. Bodová metoda předpokládá, že napětí v určitém bodě vzdáleném od kořene vrubu, v kritické vzdálenosti, lze považovat za reprezentanta napětového stavu. Liniová metoda je velmi podobná bodové metodě a jako reprezentanta napětového stavu využívá průměrnou hodnotu napětí od kořene vrubu po kritickou vzdálenost. Existuje několik způsobů pro určení této kritické vzdálenosti a jeden z nich je v této práci využit při vyhodnocování křivek životnosti.

Práce je věnována aplikaci zobecněné lomové mechaniky při vyhodnocování životnosti hladkých a vrubovaných vzorků v oblasti gigacyklové únavy. Jsou vytvořeny numerické modely vrubovaného a hladkého vzorku. Pomocí těchto modelů je vyhodnoceno rozložení osového napětí v průřezu, které je následně využito při zpracování dat ze zkoušek životnosti. Jsou formulovány úvahy o použitelnosti tohoto postupu pro predikci životnosti vrubovaného vzorku na základě dat z únavových zkoušek hladkých vzorků.

1.1 Vymezení problémové situace

Při návrhu cyklicky zatěžovaných těles konstruktéři obvykle vychází z únavových materiálových dat naměřených na hladkých tělesech. V reálných součástech se ale vyskytují koncentrace napětí. Ty jsou schopni konstruktéři odhalit a kvantitativně popsat již ve stádiu návrhu např. metodou konečných prvků. Pro bezpečné dimenzování součástí na požadovanou únavovou životnost by však potřebovali data změřená na vrubovaných tělesech. Ani tak by však situace nebyla jednoduchá. Navíc pro každý tvar vrubu (např. rádius zaoblení kořene vrubu) by bylo potřeba naměřit nové křivky.

K vyhodnocování křivek životnosti hladkého a vrubovaného tělesa lze přistupovat několika způsoby. Většina postupů uvádí koeficient, pomocí něhož je potřeba křivku životnosti hladkého tělesa přepočítat na křivku životnosti vrubovaného tělesa. Nejprve byl formulován Neuberův a Petersonův model a postupným vývojem numerických metod začaly vznikat modely využívající teorii kritických vzdáleností.

V případě vyhodnocování křivek životnosti na základě nominálních napětí plyne, že životnost vzorku s vrubem je nižší než životnost hladkého se stejným minimálním průměrem. To je dáno distribucí osového napětí uvnitř vzorku.

Vrub představuje koncentrátor napětí, který způsobuje gradient napětí uvnitř vzorku. Dochází k redistribuci napětí, které dosahuje svých maxim na povrchu vzorku. Velikost maximálního napětí je rovna nominálnímu napětí násobenému konstantou. Tato konstanta se nazývá součinitel koncentrace napětí.

Pokud by se při vyhodnocování křivek životnosti (S–N křivek) uvažovala maximální osová napětí v průřezu vzorku zjištěna pomocí metody konečných prvků, křivka životnosti popisující vzorek s vrubem by ležela nad křivkou popisující hladký vzorek. To se však jeví trochu nelogicky, protože by to znamenalo, že vzorek s vrubem vydrží větší napětí než vzorek bez vrubu.

Obě křivky životnosti vrubovaného vzorku při vyhodnocování nominálního nebo maximálního napětí vykazují podobný sklon jako křivka životnosti hladkého vzorku v S–N grafu. Při použití metod konečné lomové mechaniky k vyhodnocování životnosti vrubovaného a hladkého vzorku by se mohlo docílit toho, aby tyto dvě křivky splynuly, nebo se alespoň přiblížily ke křivce odpovídající hladkým vzorkům. Pokud by se podařilo tento postup ověřit, stačilo by pro daný materiál změřit únavovou křivku na hladkých tělesech a životnost vrubovaných by se dala vypočítat. Předkládaná práce se navíc zaměřuje na únavová data změřená při vysokofrekvenčním (20 kHz) cyklickém zatěžování, pomocí něhož lze získat data i v oblasti gigacyklové únavy materiálu.

1.2 Formulace problému

Problémem je aplikace metod konečné lomové mechaniky na posouzení vlivu vrubů při cyklickém vysokofrekvenčním zatěžování.

1.3 Cíle řešení problému

Je potřeba na základě rešeršní studie aplikovat vhodnou metodu konečné lomové mechaniky k vyhodnocování dat z únavové zkoušky vrubovaného a hladkého vzorku při vysokofrekvenčním únavovém zatěžování a zvážit použitelnost této metody při predikci životnosti vzorku i reálných součástí s vrubem. Cíl řešení problému se skládá z několika dílčích cílů:

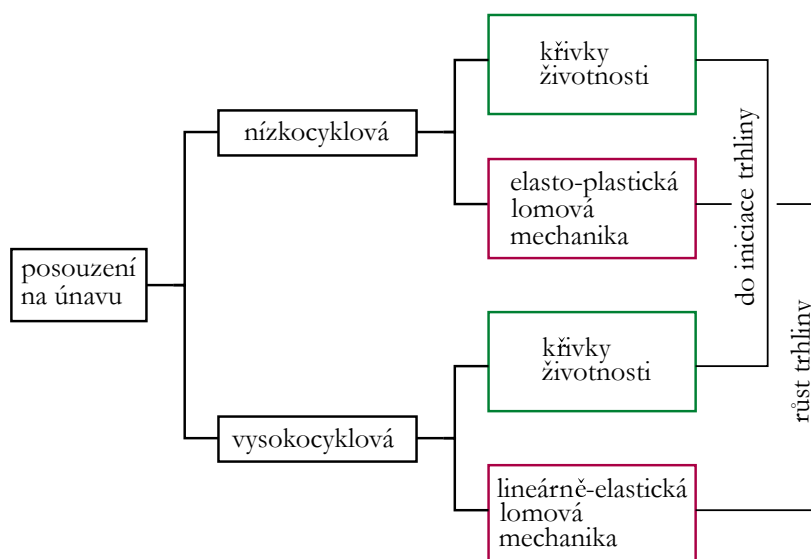
- návrh zkušebních těles hladkých i vrubovaných s vlastní frekvencí podélných kmitů 20 kHz tak, aby byly vhodné pro vysokofrekvenční zatěžování,
- použití a přizpůsobení postupů konečné lomové mechaniky pro studovaný případ,
- posouzení experimentálních a numericky získaných dat z hladkých a vrubovaných těles,
- úvahy a závěry pro možnost predikce životnosti vrubovaných těles na základě zkoušek z hladkých těles.

Kapitola 2

Únava materiálů

Únavu materiálu lze definovat jako proces změn stavu a vlastností materiálu vyvolaný cyklickým namáháním. Součásti namáhané časově proměnlivými vnějšími silami podléhají po určité době lomu, který je výsledkem mikroskopických procesů ve struktuře materiálu. Velikost těchto vnějších sil může být tak malá, že je materiál při jednorázovém působení snáší bez známek porušení. Avšak nevratné kumulativní zpočátku mikrostrukturní porušení se může projevit růstem trhliny a lomem [17, 41]. Během únavového posuzování se mohou vyskytnout tři případy [60]:

- (a) požaduje se nekonečná doba života (v součásti se nesmějí vyskytnout trhliny, etapa růstu trhliny je nepřipustná), konstrukce musí být odolná proti nukleaci trhliny,
- (b) je přípustná omezená doba života, významná je etapa jak nukleace trhliny, tak i jejího růstu,
- (c) vychází se z existence vad (prostorových i trhlín), je třeba uvažovat stabilní růst trhliny. Nukleační etapa je bezpředmětná.



Obrázek 2.1: Základní metodické postupy užívané při hodnocení únavové životnosti, podle [60]

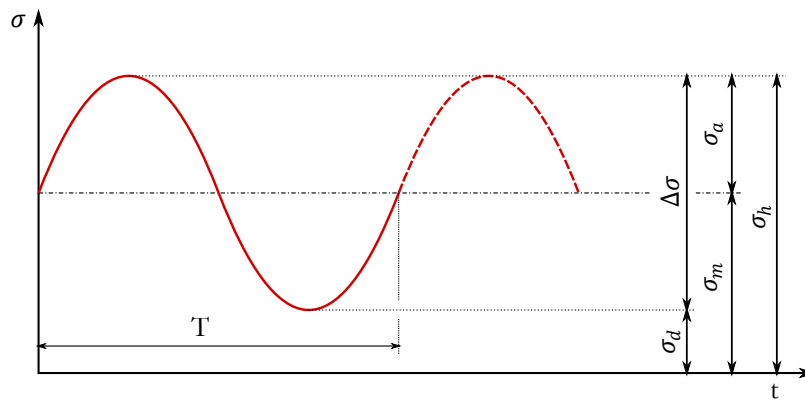
Při hodnocení únavové životnosti se používají dva základní metodické postupy (obr. 2.1), které udávají:

- dobu do iniciace trhliny,
- zbytkovou životnost (dobu potřebnou pro růst trhliny na mezní velikost).

2.1 Cyklické namáhání

V čase proměnný průběh napětí má obecně stochastický charakter. Pro účely únavového posuzování se tento průběh nejčastěji schematizuje soubory harmonických kmitů [60].

Pro popis cyklického zatěžování (obr. 2.2) jsou zavedeny parametry uvedené v tabulce 2.1. Zátěžné cykly se mohou dělit na pulzující, míjivý a střídavý - souměrný a nesouměrný. Jednotlivé typy kmitů jsou uvedeny na obr. 2.3, 2.4 [25].



Obrázek 2.2: Parametry zatěžovacího cyklu

| | |
|----------------------------|----------------------|
| σ_a | amplituda napětí |
| σ_h | horní napětí |
| σ_d | dolní napětí |
| σ_m | střední napětí |
| $\Delta\sigma = 2\sigma_a$ | rozkmit napětí |
| T | časová perioda cyklu |
| $f = 1/T$ | frekvence zatížení |

Tabulka 2.1: Parametry cyklického namáhání

Cyklus lze popsat pomocí součinitelů (parametrů) asymetrie cyklu 2.1, 2.2, kde R je napěťový součinitel a P je amplitudový součinitel [60].

$$R = \frac{\sigma_d}{\sigma_h} \quad (2.1)$$

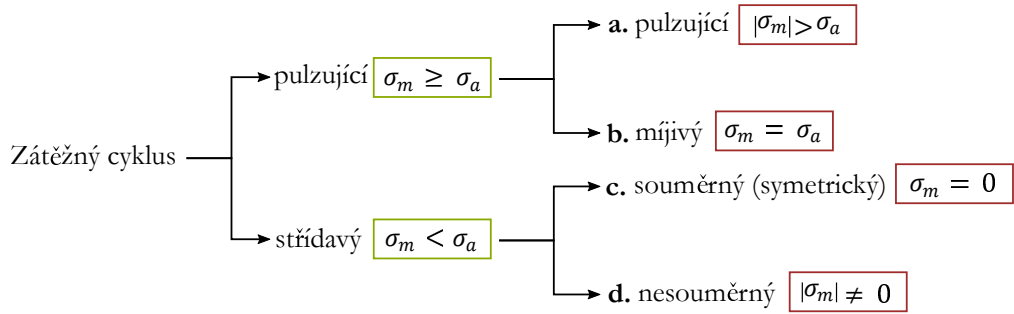
$$P = \frac{\sigma_h}{\sigma_a} \quad (2.2)$$

Platí mezi nimi relace 2.3, 2.4.

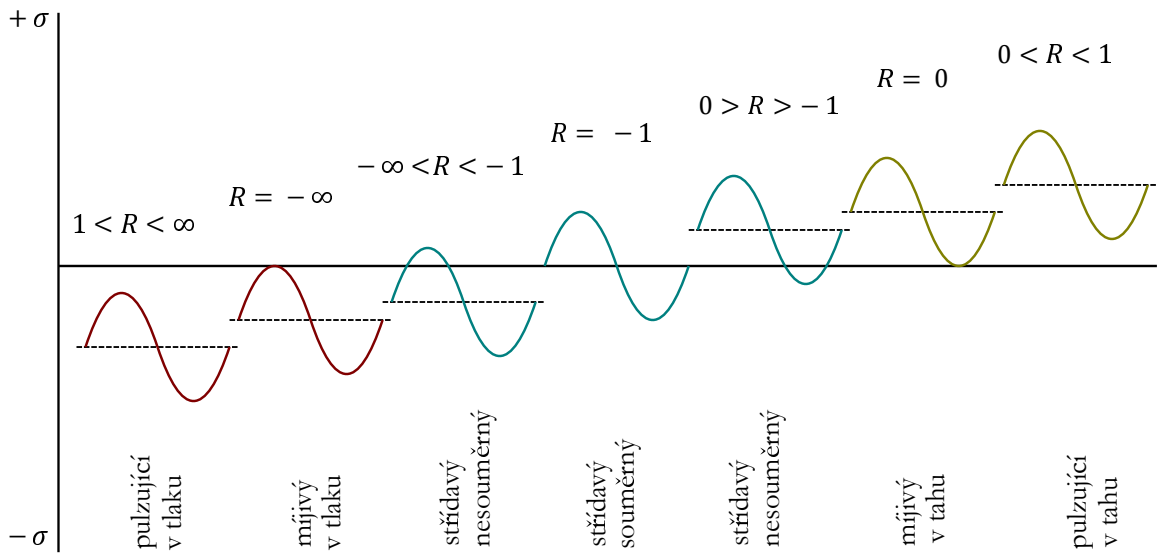
¹Parametry asymetrie se liší v závislosti na literatuře, např. v [21] se vyskytuje vztah: $P = \frac{\sigma_a}{\sigma_m}$.

$$R = 1 - \frac{2}{P} \quad (2.3)$$

$$P = \frac{2}{1 - R} \quad (2.4)$$



Obrázek 2.3: Rozdělení zátěžných cyklů



Obrázek 2.4: Zátěžné cykly

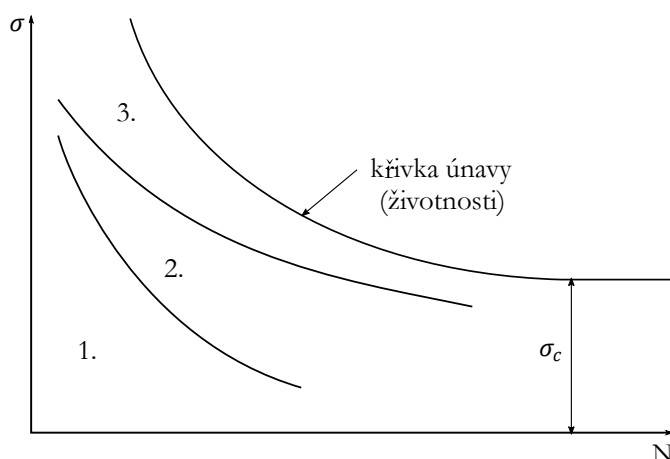
2.2 Etapy únavového života

Existence únavy kovových materiálů je podmíněna cyklickou plastickou deformací. Na mezi únavy je amplituda plastické deformace v řádech 10^{-5} . Stejná jednosměrná, neopakovaná deformace nevede k žádným makroskopickým změnám materiálu. Až mnohonásobné opakování této plastické deformace vede ke kumulativnímu poškozování, které končí únavovým lomem. Plastická deformace vede k nevratným změnám ve struktuře a změnám vlastností materiálu [41, 17].

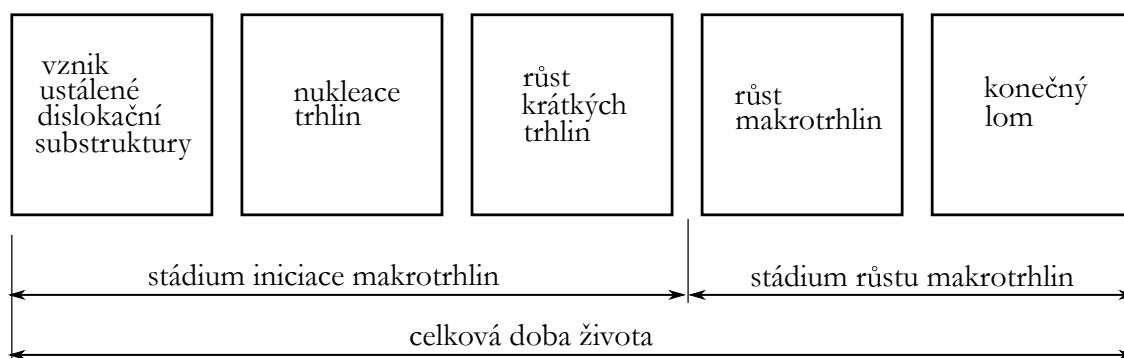
Na základě typů nevratných změn způsobených cyklickou plastickou deformací lze celý únavový proces rozdělit na tři stádia:

1. Stádium změn mechanických vlastností
2. Stádium nukleace trhliny
3. Stádium šíření trhliny

Schematické znázornění těchto stádií je zobrazeno na obrázcích 2.5, 2.6. Jednotlivá stádía se překrývají a nelze přesně určit jejich hranici. Křivka životnosti (např. Wöhlerova) sama o sobě reprezentuje konec třetího stádía. Lomová mechanika popisuje šíření dlouhých únavových trhlin. Lze predikovat jejich chování při znalosti napěťového stavu konstrukce a materiálových parametrů [17, 41].



Obrázek 2.5: Stádía únavového procesu, podle [41]



Obrázek 2.6: Stádía únavového procesu - bloky [60]

2.2.1 Stádium změn mechanických vlastností

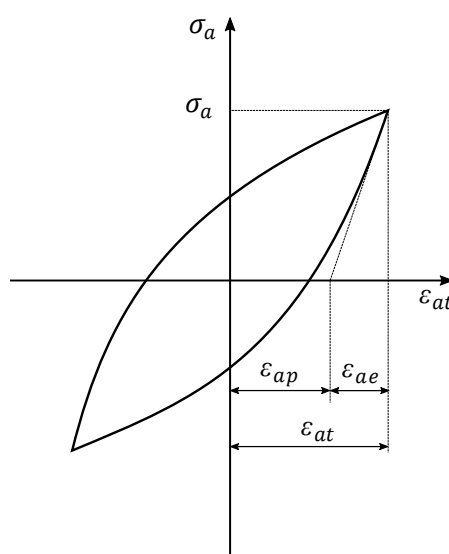
Toto stádium souvisí s pohybem, vznikem a interakcí dislokací, což způsobuje plastickou deformaci. Pohyb dislokací je ovlivněn přítomností precipitátů, cizích těles, hranicemi zrn atd.

Při cyklickém zatěžování kovů a slitin se v tomto stádiu mění mechanické, elektrické, magnetické a jiné fyzikální vlastnosti v důsledku změny hustoty a konfigurace mřížkových

poruch. Nejzávažnější je změna mechanických vlastností. Jedná se o cyklické zpevnění a cyklické změkčení [17, 41].

Materiály se mohou dělit na saturující a nesaturující podle odporu materiálu proti cyklické deformaci, který je závislý na typu materiálu, podmínkách zatěžování a teplotě. Při cyklickém namáhání saturujících materiálů jsou tyto změny nejvýraznější na počátku cyklického zatěžování a s rostoucím počtem cyklů jejich intenzita klesá. U nesaturujících materiálů dochází ke změně mechanických vlastností v průběhu celé životnosti. Typickým příkladem saturujícího materiálu je nízkouhlíková ocel, nesaturující materiál je např. α -mosaz s vyšším obsahem zinku, která po celou životnost zpevňuje [41].

Nejadekvátnější detekce změn mechanických vlastností je přímé měření parametrů hysterezních smyček za chodu únavové zkoušky [17]. Na obrázku 2.7 je znázorněno schéma hysterezní smyčky, σ_a je amplituda napětí, ε_{at} je amplituda celkové deformace, ε_{ap} je amplituda plastické deformace a ε_{ae} je amplituda elastické deformace.

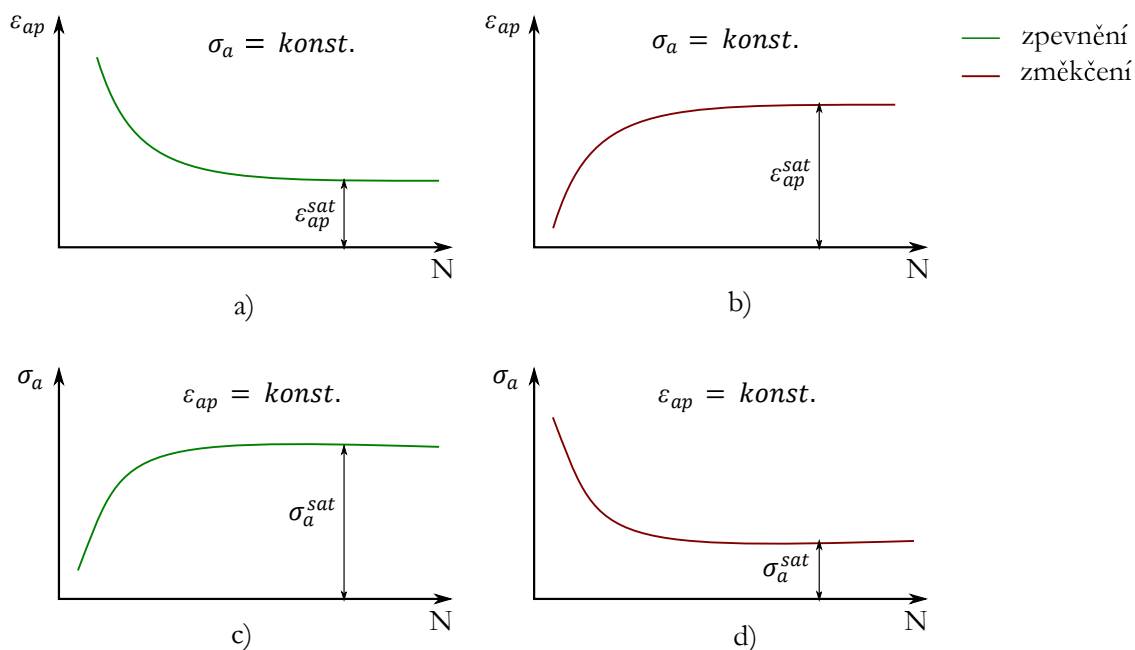


Obrázek 2.7: Schéma hysterezní smyčky, podle [17]

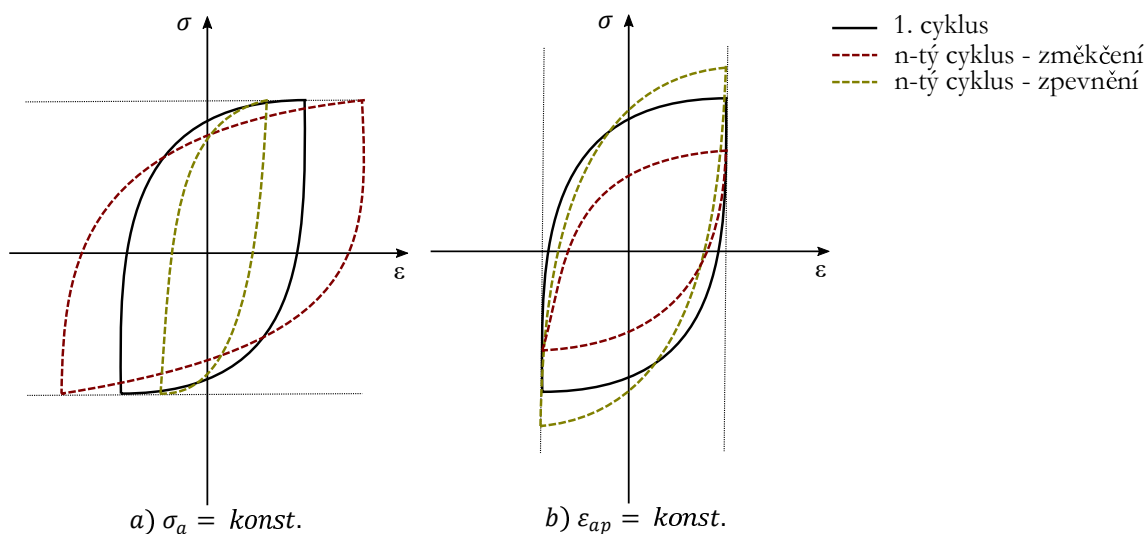
Moderní únavové stroje umožňují udržovat v průběhu zatěžování buď konstantní amplitudu síly, nebo amplitudu celkové nebo plastické deformace. Při cyklickém zatěžování s konstantní amplitudou napětí se mění jen amplituda deformace. Pokud amplituda deformace s počtem cyklů roste, jedná se o cyklické změkčení. Cyklické zpevnění se projevuje poklesem amplitudy deformace. V režimu zatěžování s konstantní amplitudou deformace (plastické nebo celkové) se mění amplituda napětí. Cyklické změkčení se projevuje poklesem amplitudy napětí a zpevnění naopak růstem amplitudy napětí [41]. Tyto případy jsou znázorněny na obr. 2.8.

V průběhu zpevnění a změkčení se mění tvar a plocha hysterezní smyčky. Tyto případy jsou znázorněny na obr. 2.9. Cyklické zpevnění je typické pro změkčené (vyžíhané) materiály, naopak cyklické změkčení je charakteristické pro materiály zpevněné v důsledku deformačního zpevnění, precipitačního zpevnění, disperzního zpevnění cizími částicemi, zpevnění martenzitickou přeměnou a nebo zpevnění příměsovými atomy. Zda k cyklickému zpevnění dojde závisí na podmínkách zatěžování a stabilitě předchozího zpevnění [17, 41].

Bylo formulováno empirické pravidlo, které umožňuje předpovědět z konvenčních parametrů, zda-li bude materiál cyklicky zpevňovat nebo změkčovat. Cyklické změkčení nastává,



Obrázek 2.8: Definice cyklického zpevnění a změkčení pro různé režimy zatěžování, podle [17]

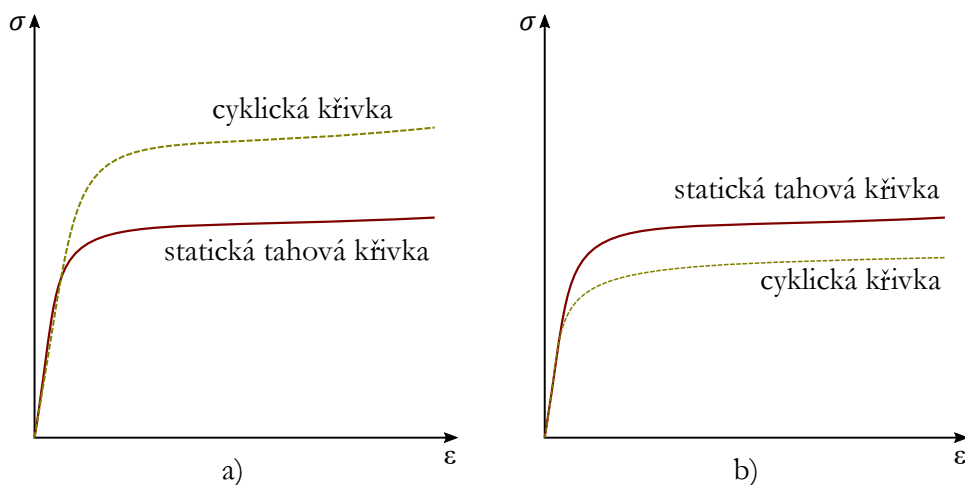


Obrázek 2.9: Hysterezní smyčky pro měkké a tvrdé zatěžování

pokud je $\frac{R_m}{R_p} \leq 1,2$, kde R_m je mez pevnosti a R_p mez kluzu. Z hlediska praxe se jedná o nežádoucí jev. V případě, že je $\frac{R_m}{R_p} \geq 1,4$, dochází k cyklickému zpevnění. Pro hodnoty tohoto poměru mezi 1,2–1,4 není cyklické chování předvídatelné, avšak měl by být poměrně stabilní bez výrazného změkčení nebo zpevnění [17, 25].

Tahový diagram reprezentuje závislost napětí–deformace v prvním čtvrtcyklu. Cyklická deformační křivka popisuje tutéž závislost po zpevnění a změkčení [17]. V tahovém diagramu je znázorněno změkčení a zpevnění materiálu pomocí statické a cyklické deformační křivky (obr. 2.10). Pokud cyklická deformační křivka leží nad statickou, dochází

k cyklickému zpevnění, naopak pokud je cyklická deformační křivka pod statickou, dochází k změkčení materiálu. Velikost zpevnění/změkčení je dána rozdílem příslušných napětí na statické a cyklické křivce pro určitou amplitudu plastické deformace [25].



Obrázek 2.10: Cyklické zpevnění (a), změkčení (b)

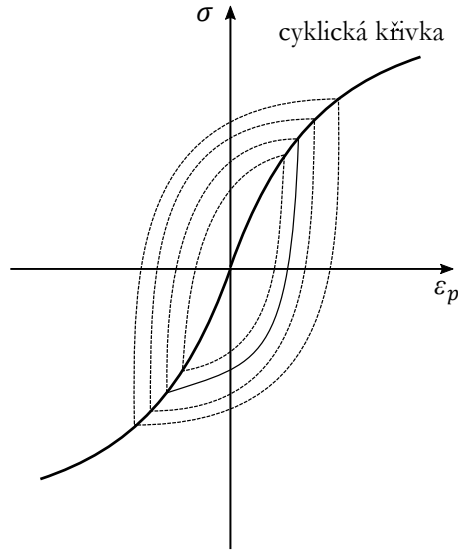
Charakter skluzu (stupeň obtížnosti, snadnost příčného skluzu) daného materiálu ovlivňuje délku trvání cyklického zpevnění a změkčení. Kovy a slitiny se mohou dělit na dvě skupiny: kovy s vlnitým charakterem skluzu a kovy s planárním charakterem skluzu. V materiálech s vlnitým charakterem je snadný příčný skluz dislokací, řadí se tam např. měď, hliník, nikl, železo a uhlíkové oceli. Mezi materiály s planárním charakterem skluzu patří např. austenitické oceli a α -mosazi s vyšším obsahem zinku. U materiálů s planárním charakterem skluzu je příčný skluz obtížný. Cyklické zpevnění nebo změkčení u kovů s planárním charakterem skluzu trvá déle než u kovů s vlnitým charakterem skluzu [17, 41].

Cyklická deformační křivka

Po skončení cyklického zpevnění a změkčení amplituda napětí a deformace dosáhne svých saturevaných hodnot a mechanické vlastnosti se v průběhu dalšího zatěžování nemění. Vznikne saturevaná, stabilní hysterezní smyčka. Různým amplitudám odpovídají různé saturevané hysterezní smyčky. Spojením vrcholů stabilních hysterezních smyček vzniká cyklická křivka napětí–deformace (obr. 2.11), která vyjadřuje relaci mezi amplitudou napětí a amplitudou plastické deformace. Jedná se o významnou materiálovou charakteristiku, jelikož popisuje plastickou reakci kovu po převážnou dobu životnosti [41].

Cyklickou křivku lze v oblasti nízkocyklové i vysokocyklové vyjádřit vztahem 2.5, kde σ'_f je součinitel únavové pevnosti, ε'_f je součinitel únavové tažnosti a n' je součinitel únavového zpevnění.

$$\sigma_a = \sigma'_f \left(\frac{\varepsilon_{ap}}{\varepsilon'_f} \right)^{n'} \quad (2.5)$$



Obrázek 2.11: Definice cyklické křivky napětí–deformace

Plocha hysterezní smyčky je rovna deformační práci přeměněné v průběhu jednoho cyklu na energii tepelnou. Celková energie do lomu se určí jako součet ploch smyček v jednotlivých cyklech [25]. Plocha hysterezní křivky je dána výrazem 2.6.

$$\Delta W = \iint d\sigma d\varepsilon_p \quad (2.6)$$

Stabilní plocha hysterezní smyčky se může vyjádřit rovnicí 2.7, kde faktor k lze v prvním přiblížení považovat za materiálovou konstantu [17].

$$\Delta W = k\sigma_a\varepsilon_{ap} \quad (2.7)$$

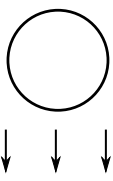
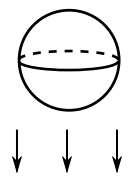
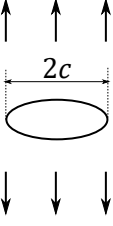
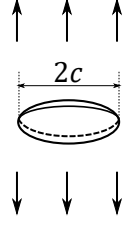
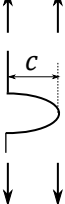
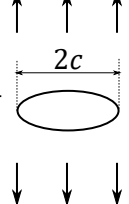
2.2.2 Inicie únavových trhlin

Únavový proces je velmi citlivý na povrchové zpracování materiálu. Důvodem je fakt, že nukleace únavových trhlin probíhá ve většině případů na volném povrchu cyklicky zatěžovaných kovů, kde jsou k tomu příhodné podmínky. Různé nerovnosti povrchu, korozní prohlubně, vruby nebo vady materiálu způsobují koncentrace napětí a v těchto místech vznikají únavové mikrotrhliny [25]. Povrch není nikdy ideálně rovný, i nejjemnější broušení vede k povrchovým nerovnostem, které působí jako lokální koncentrátoři. V průběhu cyklické plastické deformace vychází dislokace na volný povrch a utváří povrchový reliéf [17].

V nehomogenních materiálech mohou částice (inkluze, precipitáty) působit rovněž jako koncentrátoři napětí [17]. U součástí makroskopicky strukturně nehomogenních nebo s vnitřními defekty není nukleace vždy vázána na povrch. V případě vysokofrekvenčního zatěžování v gigacyklové oblasti je iniciace uvnitř materiálu na nekovových inkluzích či jiných nehomogenitách obvyklá [34]. U vnitřních defektů typu trhlin stádium nukleace chybí. U materiálu se zpevněnou povrchovou vrstvou dochází k nukleaci na rozhraní základní matrice a povrchové vrstvy [41, 17].

Ali Suphi Argon, profesor z MIT, provedl porovnání velikosti koncentrace způsobené inkluzí daného tvaru umístěné na povrchu a uvnitř materiálu. Jeho srovnání koncentrace

napětí pro srovnatelné tvary nehomogenit na povrchu a uvnitř materiálu v případě částic s nulovým modulem pružnosti je uvedeno na obr. 2.12. Ve všech případech je koncentrace napětí vždy vyšší na povrchu než uvnitř materiálu [17]. Nukleace trhlin je nevratný proces.

| Tvar nehomogenity | Povrch | Vnitřek |
|-------------------|--|--|
| Kulová inkluze |  $q = 3$ |  $q = 2$ |
| Ostrá trhlina |  $K_I = \sqrt{\pi} \cdot \sigma \cdot \sqrt{c}$ |  $K_I = \sqrt{2} \cdot \sigma \cdot \sqrt{c}$ |
| Ostrá trhlina |  $K_I = 1,12 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi c}$ |  $K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi c}$ |

Obrázek 2.12: Porovnání koncentrace napětí q a faktorů intenzity napětí K_I pro nehomogenity téhož typu na povrchu a uvnitř materiálu, podle [17]

Nezbytnými podmínkami pro nukleaci jsou:

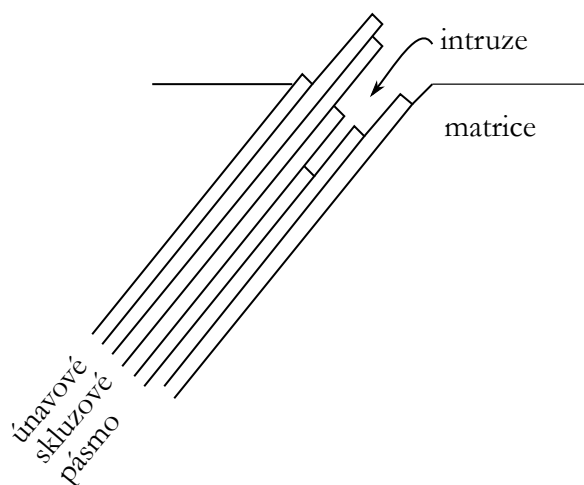
- významná vrubová topografie,
- vysoce lokalizovaná plastická deformace v kořeni intruze,
- vhodné dislokační uspořádání podél povrchových intruzí.

Tyto podmínky spolu úzce souvisí. Vrubová topografie způsobí geometrickou koncentraci napětí. Aby došlo k nukleaci, musí být intenzita nevratné cyklické plastické deformace (tj. nevratná část dislokačního skluzu) v kořeni intruze vyšší než v ostatních místech. Dislokační struktura musí být tedy taková, aby byla zabráněna relaxace napětí, ke které by došlo vlivem skluzu mimo kritický objem. Ostrý vryp na povrchu nemusí být místem iniciace trhliny, přestože jde o koncentrátor napětí, a to v důsledku vhodného lokálního uspořádání dislokací [41]. Ve většině případů nastává iniciace skluzovým procesem na povrchu materiálu vlivem smykové složky napětí, jíž velikost je maximální 45° od osy zatěžování [25].

Mechanismy nukleace mikrotrhlin

Existuje velké množství modelů navržených pro nukleaci mikrotrhlin. Tyto mechanismy se mohou uplatňovat pouze v nukleačních místech, tj. v místech silné lokalizace plastické deformace. Žádný z modelů není plně uspokojující a všechny modely mají do jisté míry spekulativní charakter. Mechanismy nukleace lze rozdělit do pěti skupin.

1. Modely, které nerozlišují mezi intruzí a mikrotrhlinou. V průběhu cyklického zatěžování dochází k pokluzu částí materiálů, vytváří se prohlubně do materiálu (intruze) a výstupky nad materiál (extruze). Intruze působí jako koncentrátoři napětí a jejich prohlubováním se vytváří únavové mikrotrhliny [25]. Vznik mikrotrhliny je považován za spojité prorůstání intruzí do hloubky, a to pomocí opakovaného skluzu na jednom nebo na dvou skluzových systémech [17]. Příklad skluzu na jednom skluzovém systému vychází z představy relativního pohybu více rovnoběžných „karet“ (obr. 2.13). Únavová skluzová (perzistentní) pásma jsou nejčastěji se vyskytujícím nukleačním místem. Tvorba těchto pásem předchází nukleaci na hranicích zrn a na rozhraní mezi inkluzí a matricí. Označení „perzistentní“ (= trvalý, stálý) souvisí s jejich vlastností. Leptají se s jinou intenzitou než základní matrice, po odleštění a následném leptání se zase objeví. Tím se dokazuje odlišná struktura těchto pásem od struktury zpevněné matrice. Skluzová pásma jsou na povrchu viditelná. Vzniklý reliéf je tvořen extruzemi a intruzemi. Četnost a intenzita skluzových pásem se zvyšuje s amplitudou napětí a počtem kmitů. Tento reliéf představuje povrchové nerovnosti s vrubovými účinky. Mikrotrhliny vznikají v místech maximální skluzové aktivity [60].



Obrázek 2.13: Představa kartového skluzu v perzistentním skluzovém pásmu

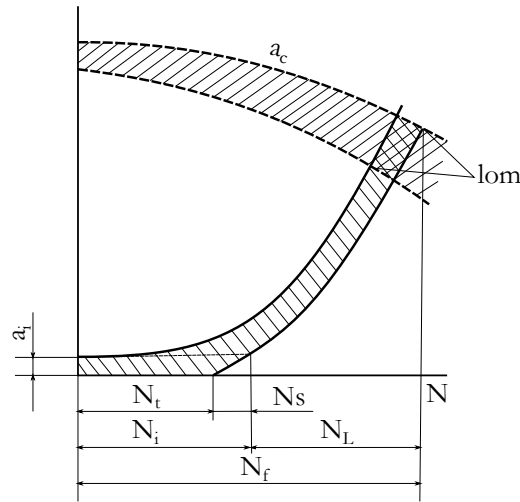
2. Nukleace křehkým prasknutím v kořeni intruze. Tento mechanismus rozlišuje intruzi a trhlinu. Vychází z přímého pozorování povrchových vrstev pomocí elektronového mikroskopu. Mikrotrhliny začínají vždy na ostrých intruzích bez ohledu na typ okolní dislokační struktury. Tvorba prvních mikrotrhlin je křehkého typu, role dislokací při nukleaci trhliny je nepřímá - povrchy a interakce dislokací vedou k vytvoření povrchového reliéfu a ke zpevnění matrice kolem intruzí [17].
3. Vznik trhliny kondenzací vakancí. Během cyklické deformace byla experimentálně zjištěna vysoká koncentrace vakancí v celém zatěžovacím objemu. Únavová a skluzová

pásma jsou oblasti s největší dislokační aktivitou. Je možné, že je v těchto pásmech koncentrace vakancí největší v důsledku dislokačních interakcí [17].

4. Dekoheze krystalu podél skluzové roviny způsobená akumulací dislokací. V kritických místech se vytváří taková konfigurace dislokací, která vede k lokálnímu zvýšení napětí nebo energie [17].
5. Nukleace na hranicích zrn. Hranice zrn se stávají nukleačními zárodky v místech, kde se protínají se skluzovým pásem. Poškozuje se zde hranice zrna a vzniká mikrotrhlina. Tento mechanismus nukleace je podporován zvýšenou teplotou a vysokou amplitudou deformace [60].

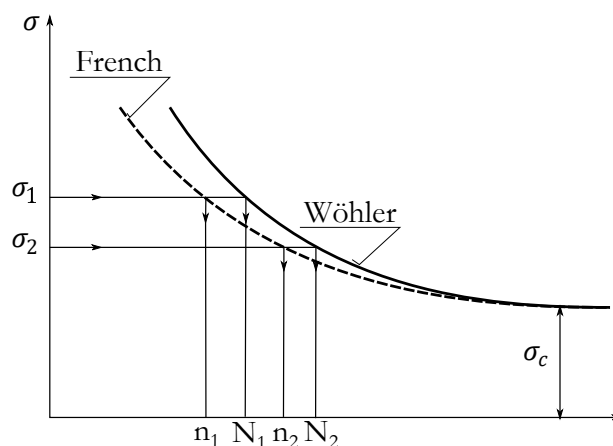
Vedle těchto modelů a představ o nukleaci existuje řada obměn a variací. Žádný z těchto modelů není zpracován natolik, aby umožnil vyjádření vlivu strukturních a materiálových parametrů [17].

Je obtížné zjistit délku nukleačního stádia, do jaké velikosti trhliny se hovoří o růstu trhliny a ne už o nukleaci. Řešení přináší schéma na obrázku 2.14. N_i je počet kmitů pro nukleaci trhliny délky a_i , N_t je délka stádia změn mechanických vlastností, N_s je počet kmitů pro nárůst trhliny na délku a_i , N_L je počet kmitů pro dosažení kritické délky a_c . Vlivem degradačních mechanismů se a_c v průběhu doby života snižuje. N_f je celková doba života do porušení. Dodnes tato otázka hranice nukleace trhliny není jednoznačně vyřešena [60].



Obrázek 2.14: Určení délky nukleačního stádia, podle [60]

Používá se několik konvenčních pravidel, např. Frenchova křivka poškození (obr. 2.15), která definuje ukončení iniciace mikrotrhlin do rozměru velikosti zrna d po dosažení počtu cyklů N_1 . Vyšetřuje se dvoustupňovým zatěžováním, v prvním stupni při napětí σ_1 se vzorek podrobí určitému počtu cyklů n_1 , který musí být menší než N_1 . Ve druhém stupni se sníží napětí na mez únavy σ_c a zatěžování pokračuje do 10^7 cyklů. Pokud se vzorek poruší, leží bod $[\sigma_1, n_1]$ za Frenchovou křivkou, pokud se nezlomí leží před ní. Frenchova křivka je tedy geometrické místo bodů, které představují stejné únavové poškození způsobené různými hladinami napětí až po mez únavy materiálu. Podle zjednodušené představy není materiál až do Frenchovy křivky poškozen [21, 25].

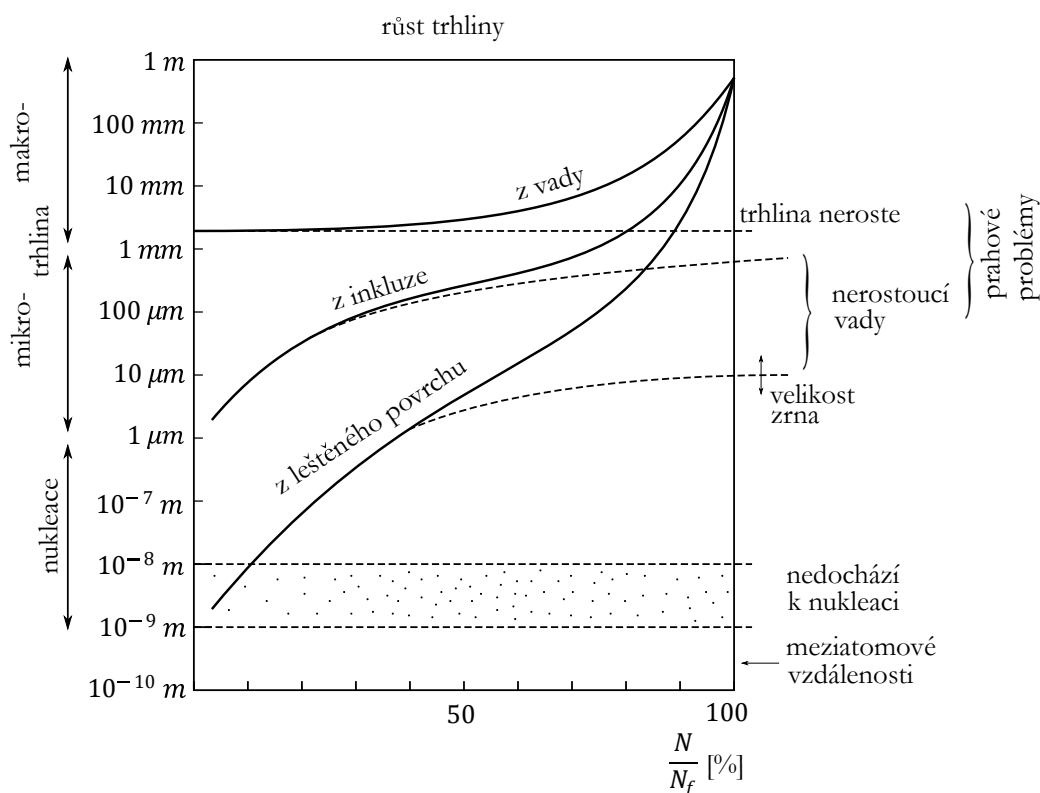


Obrázek 2.15: Frenchova křivka poškození, podle [21]

V oblasti gigacyklové únavy (10^9 a více cyklů) dochází často k porušení materiálu pod povrchem. Toto porušení se nazývá „fish eye“. Trhlina začíná růst zevnitř materiálu a ne z povrchu, jak je běžné v nízkocyklové a vysokocyklové oblasti únavy. Více v kapitole 2.5.

2.2.3 Stádium šíření trhliny

Stádium růstu trhliny navazuje plynule na předchozí stádium - nukleaci trhliny, pokud nedochází přímo k růstu apriorní vady (obr. 2.16). Pouze některé z mikrotrhlin se rozvinou

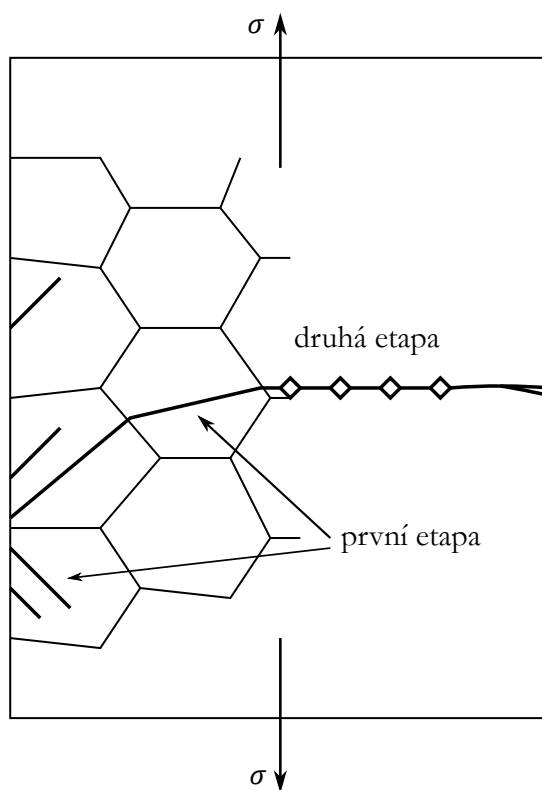


Obrázek 2.16: Stádium růstu trhlín, podle [60]

v makrotrhlinu a vedou k porušení součásti. Rozhodujícím vlivem jsou podmínky na čele trhliny. Kvantitativní popis růstu trhlin poskytuje lomová mechanika. Pro případ elastických deformací (zjednodušeně řečeno v oblasti vysokocyklové únavy) se používá lineární lomová mechanika. V oblasti elasto-plastických cyklických deformací (tj. v oblasti nízkocyklové únavy) se používá elasto-plastická lomová mechanika. Důležité je podotknout, že se používané zákonitosti lomové mechaniky vztahují na tzv. dlouhé trhliny, což jsou trhliny větší než cca 1 mm [60].

Vytvořením povrchových mikrotrhlin končí nukleační stádium. Tyto mikrotrhliny leží podél skluzových rovin, ve kterých je největší smykové napětí. V případě jednoosého zatě-
žování je největší smykové napětí na rovinách, které svírají úhel 45° s osou zatížení [41, 17].

V průběhu dalšího zatě-
žování se trhliny propojují a rostou do hloubky podél aktivních skluzových rovin. Většina z nich se ale zastavuje a jen pár pronikne do hloubky větší než desítky mikronů. S narůstající hloubkou se trhliny vychylují do směru kolmého na vnější zatížení a na jejich čele lze identifikovat plastickou zónu, která vzniká vlivem vysoké koncentrace napětí. V této etapě se šíří jen jediná trhlina - magistrální. Rozlišuje se první a druhá etapa šíření trhliny, termín první etapa šíření se používá pro šíření trhliny podél aktivních skluzových pásem. Druhá etapa popisuje nekystalografické šíření kolmo na osu zatížení [25]. Etapy jsou znázorněny na obrázku 2.17 [41].

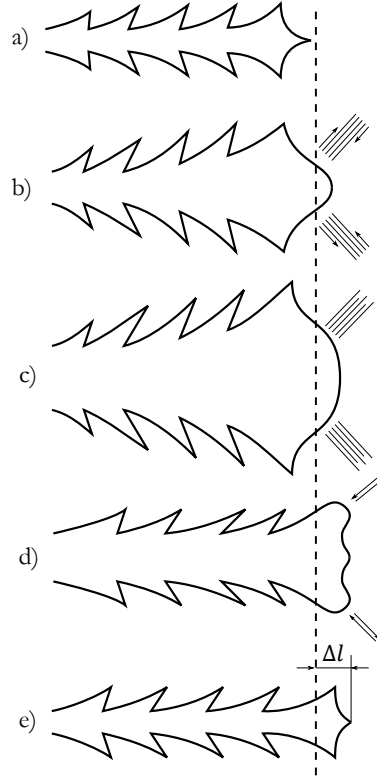


Obrázek 2.17: Schéma etap šíření únavové trhliny, podle [17]

Délka trhliny, kdy dochází k přechodu mezi první a druhou etapou, je závislá na druhu materiálu a amplitudě zatě-
žování. Může dojít i k lomu v první etapě. Čím větší je pro daný materiál amplituda zatě-
žování, tím menší je délka trhliny odpovídající první etapě [41].

Trhlina se šíří transkrystalicky, pouze za zvýšené teploty se může šířit po hranicích krystalu. Pro šíření trhlín v první etapě je rozhodující smyková složka napětí. Šíření v druhé etapě je řízeno normálovým napětím [17].

Bylo navrženo několik modelů popisujících šíření trhlín. Mezi nejznámější patří Lairdův model, který je založen na opakovaném otupování a zaostřování špice trhliny. Tento model vychází z mikroreliefu lomové plochy a pozorování tvaru špice trhliny [17].

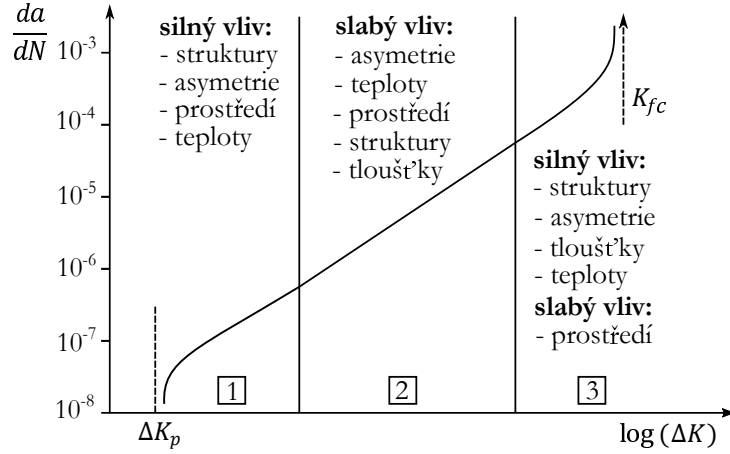


Obrázek 2.18: Schéma Lairdova mechanismu šíření trhliny, podle [17]

Při šíření trhliny dochází ke střídavému otevírání a zavírání trhliny, na povrchu se tvoří žlábký, zvané striace. Jednomu žlábký odpovídá jeden zátěžný cyklus. Pomocí měření rozteče žlábký je možné stanovit rychlost šíření trhliny v daném místě [25]. Laird pozoroval světelným mikroskopem tvar špice trhliny odpovídající různým stupňům zatížení. Lairdův mechanismus šíření trhliny je znázorněn na obrázku 2.18. Výchozí stav je takový, že trhlina je rozšířena na délku, která odpovídá druhé etapě (a). Důsledkem vysoké koncentrace napětí dochází u špice trhliny k plastické lokalizované deformaci na rovinách maximálního smykového napětí (b), špice trhliny se otupuje a dalším růstem napětí se trhlina otevírá a špice zaobluje (c). Odlehčováním vnějšího napětí se přibližují obě části trhliny k sobě, avšak vlivem plastické deformace není nový povrch vytvořený během tahového zatížení plně vrácen do původní polohy - ve směru maximálního smykového napětí zůstávají vytažené „uš“ (d). Úplné odlehčení a zatížení do tlaku vede k vrácení do původní konfigurace s tím, že se délka trhliny zvětšila o vzdálenost mezi dvěma žlábký Δl (e) [17].

Z rozsáhlých experimentů plyne, že rychlost růstu trhliny i podmínky zastavení závisí na délce trhliny, velikosti rozkmitu napětí a jeho asymetrii, velikosti a tvaru tělesa, materiálových vlastnostech, provozních podmínkách a jiných faktorech. Veličina, která komplexně vystihuje tyto faktory, je rozkmit (resp. amplituda) součinitele intenzity napětí [60].

Z makroskopického hlediska je tedy rychlost šíření únavové trhliny závislá na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK resp. na amplitudě faktoru intenzity napětí K_a ($\Delta K = 2K_a$). Na obrázku 2.19 je znázorněna závislost rychlosti šíření únavové trhliny $v = \frac{da}{dN}$ na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK . Podle průběhu křivky se rozlišují tři etapy rozvoje trhliny.



Obrázek 2.19: Obecná závislost rychlosti šíření únavové trhliny $v = \frac{da}{dN}$ na rozkmitu ΔK , upraveno podle [60]

1. Pod prahovou hodnotou ΔK_p se trhlina nešíří. K šíření únavové makroskopické trhliny a zároveň k počátku prvního stádia dochází při překročení této prahové hodnoty. V tomto stádiu se trhlina šíří nízkou rychlostí růstu [25].
2. Ve druhé etapě se trhlina šíří stabilně podle Parisova vztahu 2.8, kde C je materiálová konstanta, parametr $n = 2-5$, $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ je rozkmit faktoru intenzity napětí. Přesněji je nutné uvažovat místo ΔK efektivní hodnotu rozkmitu ΔK_{ef} , která je vymezena tahovou částí napětí a působením tlakových pnutí od plastické cyklické zóny. Trhlina se šíří střední rychlostí růstu. Závislost je v $\log - \log$ souřadnicích lineární.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n \quad (2.8)$$

Použití daného vztahu je možné pouze, když je plastická zóna na čele trhliny malá v porovnání s délkou trhliny ($r_p \leq \frac{a}{50}$) [25, 60].

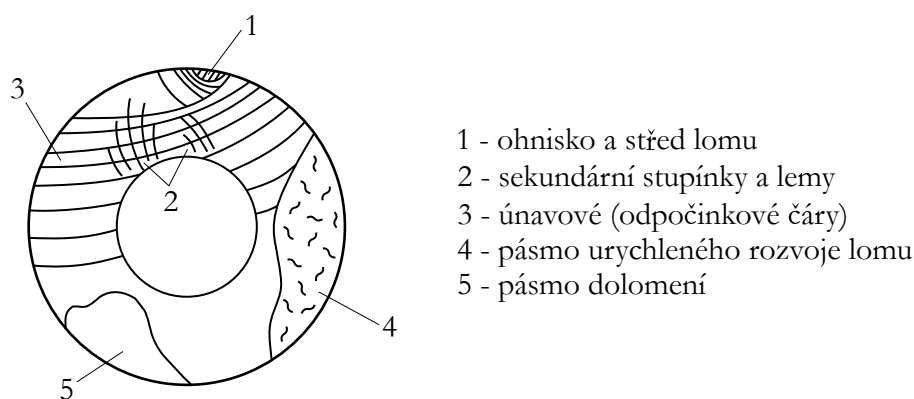
3. Ve třetí oblasti dochází ke zrychlení rozvoje šíření trhliny. Vedle žlábků zde také vznikají tvárné dutiny a štěpné fazety, které přispívají ke zrychlenému šíření trhliny. Průběh rychlosti se blíží mezní hodnotě, kterou může být únavová lomová houževnatost K_{fc} , pokud probíhá cyklické zatěžování za snížených a nízkých teplot, kdy je reálné nebezpečí vzniku křehkého lomu [60].

Z praktického hlediska využití přicházejí v úvahu pouze první dvě oblasti [60]. V první etapě má na šíření trhliny vliv mikrostruktura, střední napětí a prostředí, které v této etapě pomalého růstu působí delší dobu. Ve druhé etapě se projevuje malý vliv mikrostruktury, středního napětí, prostředí a tloušťky. Ve třetí etapě má malý vliv prostředí, naopak se projevuje vliv mikrostruktury, středního napětí a tloušťky [25]. Opatření, která zamezují šíření trhlín [25]:

- snížení koncentrace napětí u konstrukčních vrubů,
- snížení drsnosti povrchu (leštění, broušení),
- zvýšení meze pevnosti (mez únavy je $\sigma_c \approx 0,3R_m$, pro střídavý cyklus),
- zvýšení čistoty materiálu,
- vytvoření tlakových pnutí na povrchu (kuličkování, válečkování, povrchové kalení, cementace, nitridace).

2.2.4 Konečný lom

Konečný lom součásti má většinou kvazi-křehký charakter. Na lomové ploše je možné pozorovat několik oblastí [60]. Tyto oblasti jsou znázorněny na obr. 2.20.



Obrázek 2.20: Typické znaky únavového lomu, upraveno podle [60]

1. Spojením několika mikroskopických center vzniká makroskopické místo zárodku únavového lomu (ohnisko porušení).
2. Při nukleaci únavových trhlin z různých center ležících v různých rovinách se vytváří sekundární lemy a stupínky. Množství stupínků a lemů ukazuje na počet center porušení a nepřímo na velikost přetížení.
3. Vznikají sekundární únavové čáry vlivem změny směru postupu únavových trhlin. Tato změna je způsobena změnou podmínek vnějšího zatížení, vadami materiálu, zbytkovými napětími, přerozdělením napětí následkem postupu trhliny a vlivem blízko umístěných trhlin.
4. V této oblasti dochází k přechodu mezi vlastním únavovým lomem a oblastí dolomení. Nazývá se pásmo urychleného rozvoje, jelikož bývá i v této přechodné oblasti vyšší rychlost růstu trhliny.
5. V této oblasti došlo k dolomení.

Fraktografie lomové plochy je důležitou kapitolou výzkumu mezních stavů konstrukcí. Z únavové plochy je možné vyčíst dobu životnosti konstrukce nebo příčiny lomu.

2.3 Křivky životnosti

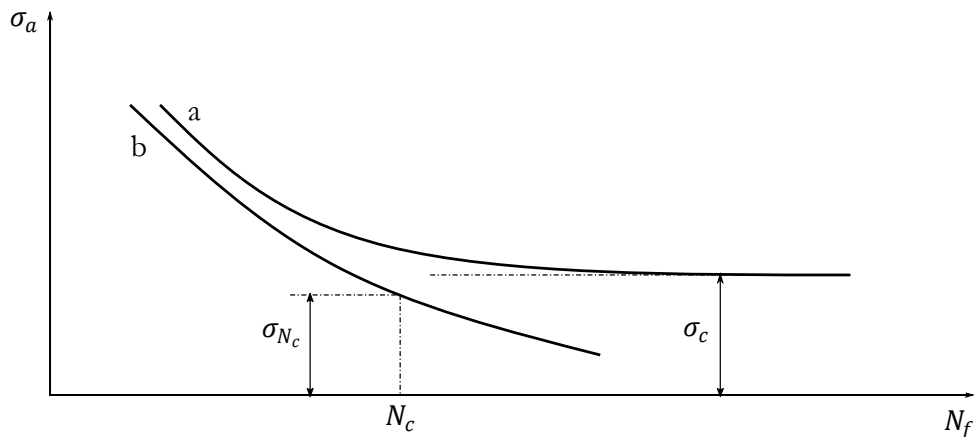
Počáteční zmínky o únavových lomech jsou spojené s vývojem konstrukcí, jejichž součásti byly cyklicky namáhány (např. řetězy těžních věží, součásti parních strojů, osy železničních vagónů). Termín „únava“ ve spojení s materiály poprvé použil Jean-Victor Poncelet, francouzský mechanik, matematik a geometr, ve své knize o mechanice (1839). První experimenty, které by umožnily výpočet cyklicky zatěžovaných součástí prováděl August Wöhler (1819–1914). Podle něj je pojmenována jedna ze základních únavových charakteristik, Wöhlerova křivka, která popisuje závislost počtu cyklů do lomu N_f na amplitudě napětí σ_a nebo na horním napětí σ_h (S–N křivka). Amplituda napětí, při níž nedochází k lomu ani při vysokém počtu cyklů, se nazývá mez únavy [25].

Dle obecné konvence se únava dělí na nízkocyklovou (počet cyklů do lomu v řádech 10^4 a méně) a vysokocyklovou (počet cyklů do lomu v řádech 10^5 a více). Nízkocyklová únava probíhá v režimu konstantní amplitudy celkové deformace. Pokud jsou amplitudy plastické deformace velmi malé (udržovány na konstantní hladině), počty cyklů do lomu jsou naopak vysoké a jde o oblast vysokocyklovou. Doposud nebyla publikována žádná měření cyklických deformačních křivek napětí–deformace v celém rozsahu amplitud, který odpovídá celému rozsahu životnosti (10 – 10^7 cyklů) [17]. Kolem roku 1999 se začala zkoumat únava za hranicí 10^7 cyklů, tzv. ultravysokocyklová (gigacyklová) únava.

Pro posuzování únavových vlastností materiálů a konstrukcí se používají Wöhlerovy křivky. Současné konstrukce vedou ke snižování hmotnosti a dimenzování na omezenou životnost. Wöhlerův diagram se stal nedostačující únavovou charakteristikou pro účely inženýrské praxe. Při vysokocyklové únavě je rozhodující veličinou odolnost proti působení proměnlivých napětí. Při nízkocyklové únavě je rozhodující schopnost kovu snášet střídavé plastické deformace. U součástí s vruby jsou rozhodující obě hlediska [17].

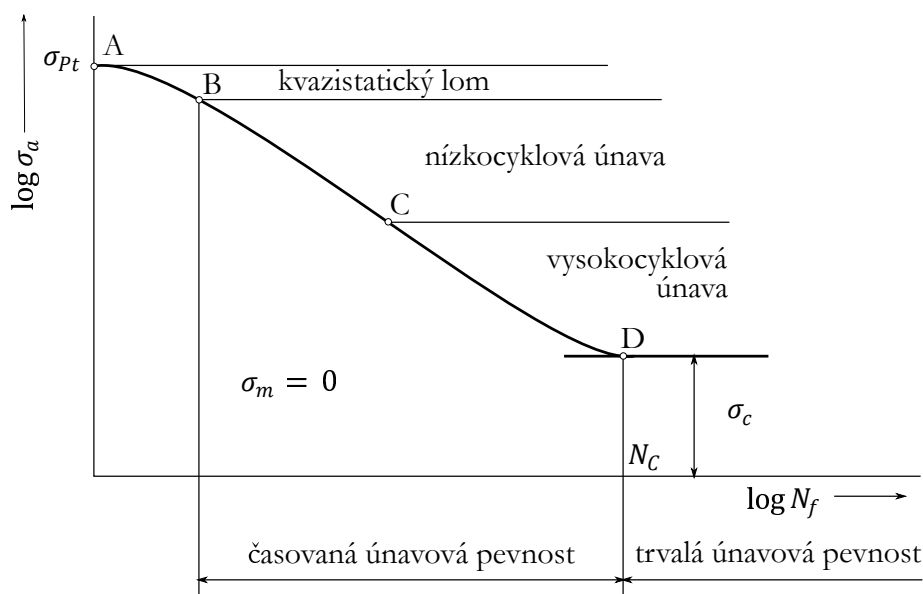
2.3.1 Wöhlerova křivka

Křivka životnosti σ_a – N_f (Wöhlerova křivka) závisí na typu zkoušeného materiálu. Společnou vlastností všech kovů a slitin je růst počtu cyklů do lomu s poklesem amplitudy. Na obrázku 2.21 jsou znázorněny dvě Wöhlerovy křivky. Křivka *a* je typická pro nízkouhlíkové oceli a další intersticiální slitiny, které se vyznačují deformačním stárnutím. Při počtu cyklů řádu 10^6 se amplituda napětí asymptoticky blíží své mezní hodnotě - mezi únavy σ_c . Druhý

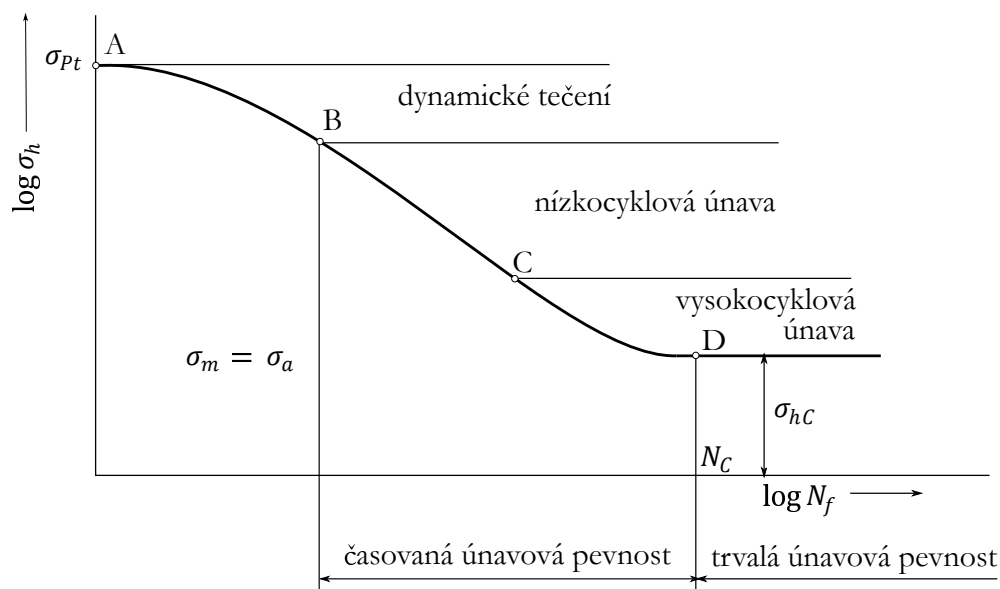


Obrázek 2.21: Wöhlerova křivka, podle [41]

typ Wöhlerovy křivky, křivka b , nemá asymptotickou část a klesá s rostoucím počtem cyklů. Pro všechny hodnoty amplitud napětí dochází k porušení při konečném počtu cyklů. Toto chování je typické pro kovy a slitiny s fcc mřížkou (např. Al, Mg, Cu). Životnost materiálu se stanovuje smluvně určitým počtem cyklů do lomu. Daný počet cyklů do lomu N_c odpovídá časované mezi únavy σ_{N_c} . Nejčastěji se používá počet cyklů $N = 5 \cdot 10^7$ a takto stanovená mez únavy se označuje $\sigma_{c(5 \cdot 10^7)}$ [41, 17]. Únavová životnost je přímo úměrná počtu cyklů do lomu a nepřímo úměrná dané frekvenci zatěžování $t_f = \frac{N_f}{f}$ [41].



a) symetrický cyklus



b) nesymetrický cyklus

Obrázek 2.22: Schematický průběh křivky životnosti σ_a-N_f , podle [17]

Křivku životnosti σ_a-N_f lze konstruovat pro různá střední napětí σ_m . Většinou se zjišťují dvě σ_a-N_f křivky pro symetrický ($\sigma_m = 0$) a míjivý cyklus ($\sigma_m = \sigma_a$). Tyto křivky jsou zobrazeny na obrázku 2.22. Obvykle se člení na několik oblastí [17]. Členění křivky životnosti:

1. oblast kvazistatického lomu,
2. oblast cyklického tečení,
3. oblast nízkocyklové únavy,
4. oblast vysokocyklové únavy.

Oblast kvazistatického lomu

Objevuje se především při souměrně střídavých cyklech, kdy nedochází k dynamickému tečení. Kvazistatický lom lze vysvětlit pomocí rozptylu pevnosti kovu. V této oblasti zatěžování se součást poruší staticky při prvním půlcyklu nebo vydrží několik cyklů. Lomová plocha je svou morfologií výrazně odlišná od lomové plochy vzniklé únavovým procesem a vykazuje znaky tvárného lomu. Nejedná se o vlastní únavový proces typický nukleací trhlin v místech lokální střídavé plastické deformace a postupným šířením trhliny nosným průřezem až do lomu. V místech nehomogenit struktury dochází k lokálnímu porušení a rychlému růstu těchto poruch [17].

Oblast dynamického tečení

Dynamické tečení se projevuje progresivním růstem celkové deformace. Tato oblast zatěžování je typická pro asymetrické zatěžování s kladnou hodnotou středního napětí. Dynamické tečení probíhá pouze při zatěžování součásti konstantní amplitudou napětí. Při zatěžování konstantní amplitudou deformace dochází k relaxaci střední hodnoty napětí [17].

Křivky životnosti je možné popsat mocninnou závislostí 2.9, kde σ'_f je součinitel únavové pevnosti, který je dán extrapolací křivky životnosti na první půlcyklus zatížení ($2N_f = 1$), b je součinitel únavové životnosti. Tyto konstanty popisují odpor materiálu proti únavovému poškození při silovém zatěžování.

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.9)$$

2.3.2 Křivky životnosti ε_a-N_f

Wöhlerova křivka vzniká při zatěžování tělesa konstantní amplitudou síly. Únavový proces lze popsat nejen pomocí napěťového přístupu (σ_a-N_f), ale i pomocí deformačního přístupu, kdy je amplituda plastické deformace řídicím únavovým parametrem [17, 41].

Křivka životnosti $\varepsilon_{ap}-N_f$

Coffinovy a Mansonovy základní studie umožnily popis počtu cyklů do lomu v závislosti na amplitudě plastické deformace. Mansonův–Coffinův vztah vyjadřující závislost mezi amplitudou plastické deformace ε_{ap} a počtem cyklů do lomu má tvar 2.10, kde ε'_f je součinitel únavové tažnosti a je určen extrapolací amplitudy plastické deformace na první půlcyklus zatížení ($2N_f = 1$). Součinitel únavové životnosti c je definován sklonem přímky životnosti

zobrazené v logaritmických souřadnicích. Pro kovové materiály se hodnota součinitele c mění v rozmezí $-0,5$ až $-0,8$. Oba parametry lze označit za únavové vlastnosti materiálu při zatěžování konstantní amplitudou plastické deformace [17].

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.10)$$

Kvůli obtížnému řízení malých plastických deformací (řádu 10^{-5}) neexistuje mnoho křivek životnosti $\varepsilon_{ap}-N_f$ ve vysokocyklové oblasti. Na křivce životnosti $\varepsilon_{ap}-N_f$ se vyskytuje zlom a nelze ji v logaritmickém zobrazení popsat jedinou přímkou [17].

Křivky životnosti při tvrdém a měkkém zatěžování ($\varepsilon_{ap} = konst.$, $\sigma_a = konst.$) popsané rovnicemi 2.10 a 2.9 lze vzájemně převádět pomocí cyklické křivky napětí–deformace. Parametry křivek životností tedy nejsou nezávislé. Cyklickou křivku napětí–deformace lze popsat vztahem 2.11.

$$\sigma_a = k \varepsilon_{ap}^{n'} \quad (2.11)$$

Pak kombinace s rovnicemi 2.9 a 2.10 vede k následujícím převodním vztahům 2.12 a 2.13.

$$b = n'c \quad (2.12)$$

$$k = \frac{\sigma'_f}{\varepsilon'^{n'}_f} \quad (2.13)$$

Předpokladem pro převod křivek je cyklická stabilita. Soulad mezi transformovanými a měřením získanými křivkami životnosti je horší, čím je delší a výraznější zpevňování a změkčování ve stádiu změn mechanických vlastností. Dobrý soulad lze očekávat u materiálů, které nevykazují změkčení, nebo zpevnění [17].

Křivka životnosti $\varepsilon_{at}-N_f$

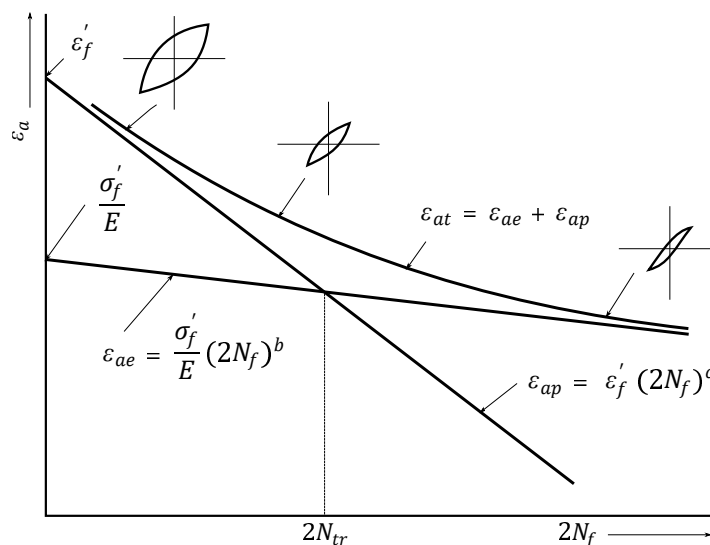
V praxi je vhodnější vyhodnocovat amplitudu celkové deformace, která se skládá z elastické a plastické složky. Manson navrhl rovnici vyjadřující závislost obou složek deformace na počtu cyklů do lomu ve tvaru 2.14, kde E je modul pružnosti v tahu.

$$\varepsilon_{at} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.14)$$

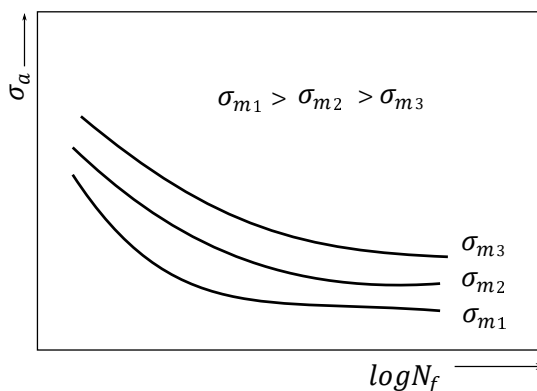
Při menších počtech cyklů do lomu dominuje plastická složka ε_{ap} . Při vyšších počtech cyklů do lomu převládá elastická složka ε_{ae} . Stejná velikost elastické a plastické složky odpovídá tranzitnímu počtu cyklů N_{tr} (obr. 2.23) [17].

2.3.3 Vliv středního napětí

Rychlost únavového poškození je silně ovlivněna středním napětím cyklu. S–N křivky jsou závislé na středním napětí (obr. 2.24). Kladná střední napětí snižují počet cyklů do lomu, naopak záporná střední napětí (tlaková) prodlužují životnost [31]. Byl pozorován větší vliv středního napětí ve vysokocyklové oblasti než v nízkocyklové oblasti. Střední napětí ovlivňuje celý únavový proces. Střední napětí zkracuje délku trhliny, při které vznikne výsledný náhlý lom a zrychluje stádium šíření únavových trhlin. Snižuje kritický rozměr



Obrázek 2.23: Schematický průběh křivek životnosti, podle [17]

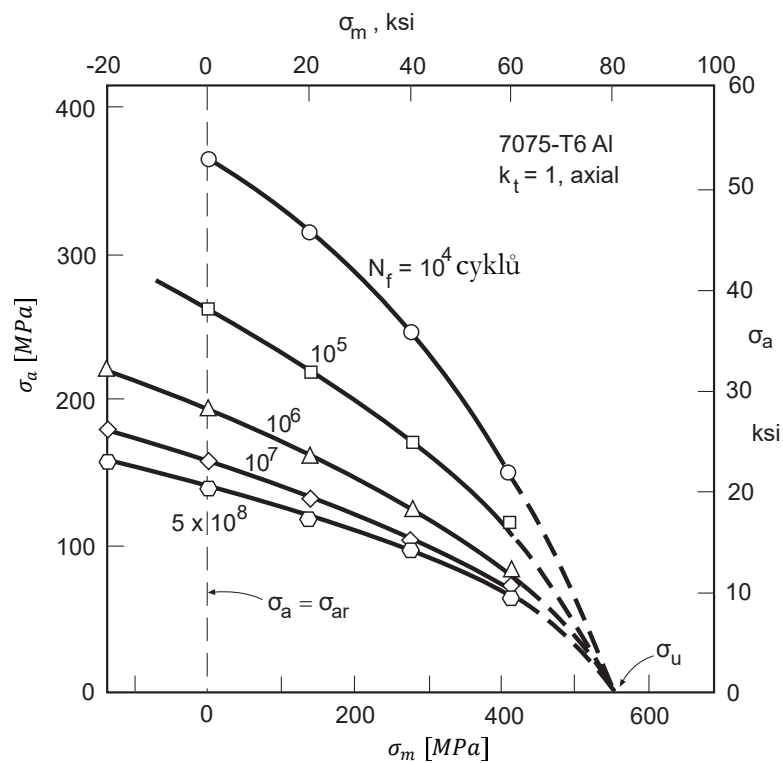


Obrázek 2.24: Vliv středního napětí na S–N křivky, podle [31]

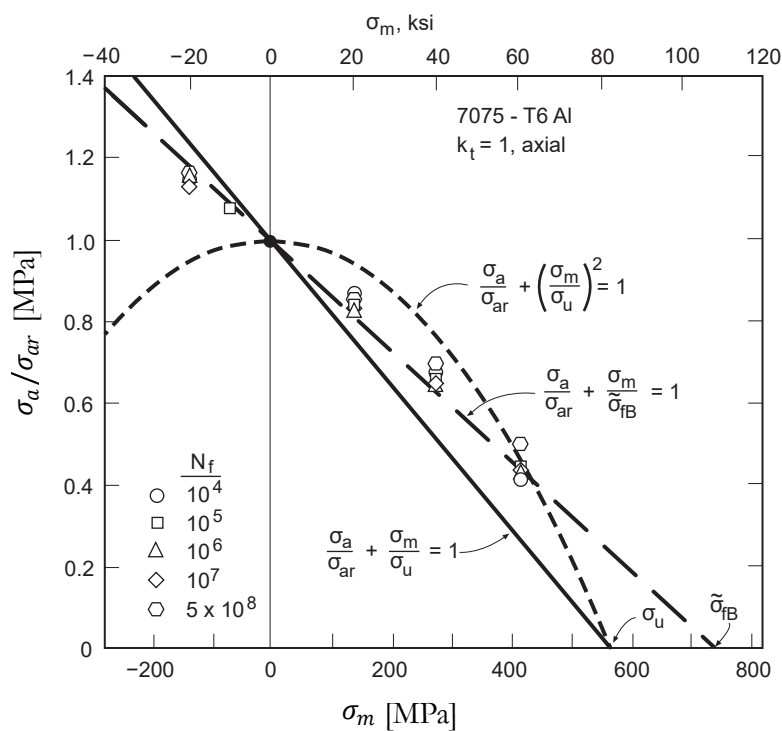
primární trhliny a je pravděpodobné, že zkracuje i stádium nukleace [41, 17]. Asymetrie cyklu může být vyjádřena pomocí parametrů asymetrie uvedených v kap. 2.1.

Vliv středního napětí σ_m vyjadřují diagramy konstantní životnosti σ_a – σ_m (obr. 2.25) jak pro hladká, tak pro vrubovaná tělesa. Všechna experimentální data pro různé životnosti mohou být normováním k σ_{ar} , což je amplituda napětí při $\sigma_m = 0$, proloženy jedinou křivkou. Tento normalizovaný diagram je znázorněn na obr. 2.26. Podle materiálu mohou být experimentální body proloženy přímkou, nebo parabolou, či elipsou. V bezpečné oblasti se bude vyskytovat zatěžování, jehož bod bude ležet pod příslušnou křivkou konstantního únavového života [48, 41].

Za předpokladu, že mez únavy σ_c je rovna amplitudě napětí při nulovém středním napětí σ_{ar} , se získají známá kritéria porušení uvedená v tabulce 2.2. Pro prokládání se používají následující křivky zakreslené v Haighově diagramu 2.27. Mezi kritéria porušení patří: Gerberova parabola (1874), modifikovaná Goodmanova přímka (1890) Soderbergova přímka (1930), kritérium ASME, křivka Morrow (1960) a mezní podmínka vzniku plastických deformací. Napětí σ_f vystupující u křivky Morrow představuje skutečné lomové napětí [48, 5, 41].



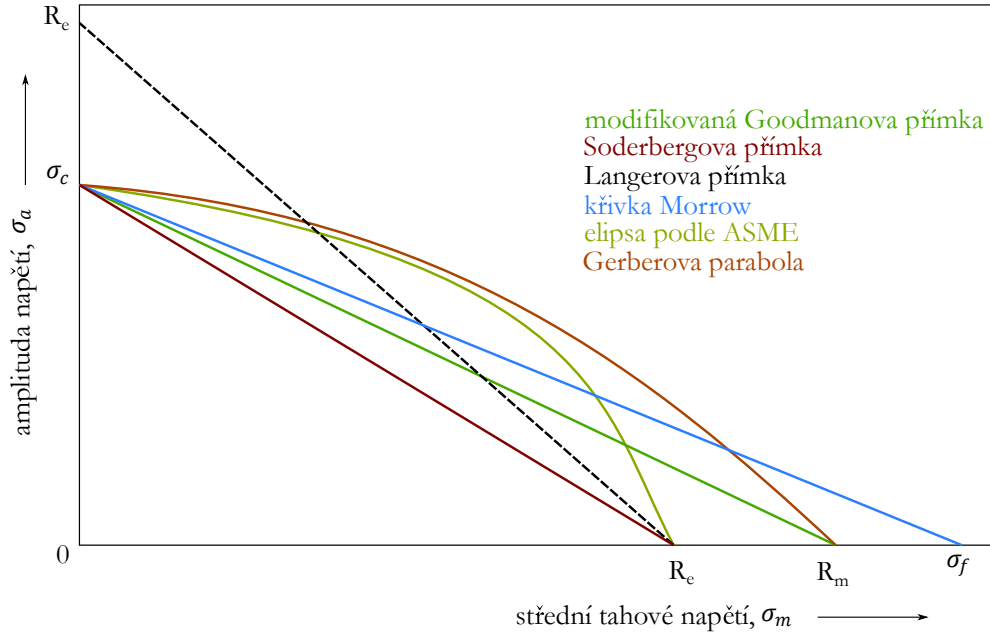
Obrázek 2.25: Diagram konstantní životnosti pro hliníkovou slitinu 7075-T6 [12]



Obrázek 2.26: Normalizovaný diagram pro hliníkovou slitinu 7075-T6 [12]

| | |
|--------------------------------|--|
| modifikovaná Goodmanova přímka | $\frac{\sigma_a}{\sigma_c} + \frac{\sigma_m}{R_m} = 1$ |
| Soderbergova přímka | $\frac{\sigma_a}{\sigma_c} + \frac{\sigma_m}{R_e} = 1$ |
| Langerova přímka | $\frac{\sigma_a}{R_e} + \frac{\sigma_m}{R_e} = 1$ |
| křivka Morrow | $\frac{\sigma_a}{\sigma_c} + \frac{\sigma_m}{\sigma_f} = 1$ |
| elipsa podle ASME | $\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{R_e}\right)^2 = 1$ |
| Gerberova parabola | $\frac{\sigma_a}{\sigma_c} + \left(\frac{\sigma_m}{R_m}\right)^2 = 1$ |

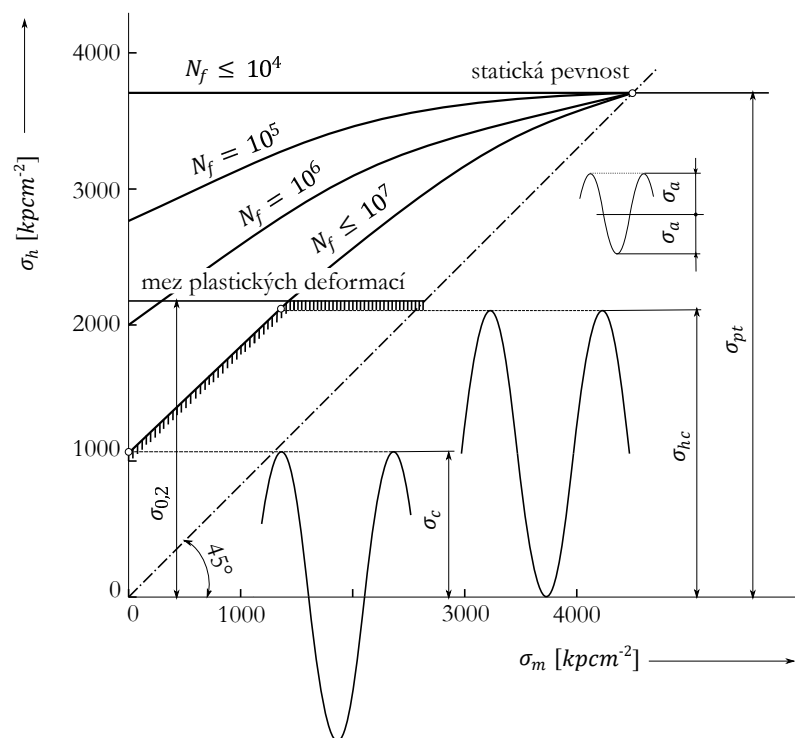
Tabulka 2.2: Rovnice pro kritéria únavového porušení



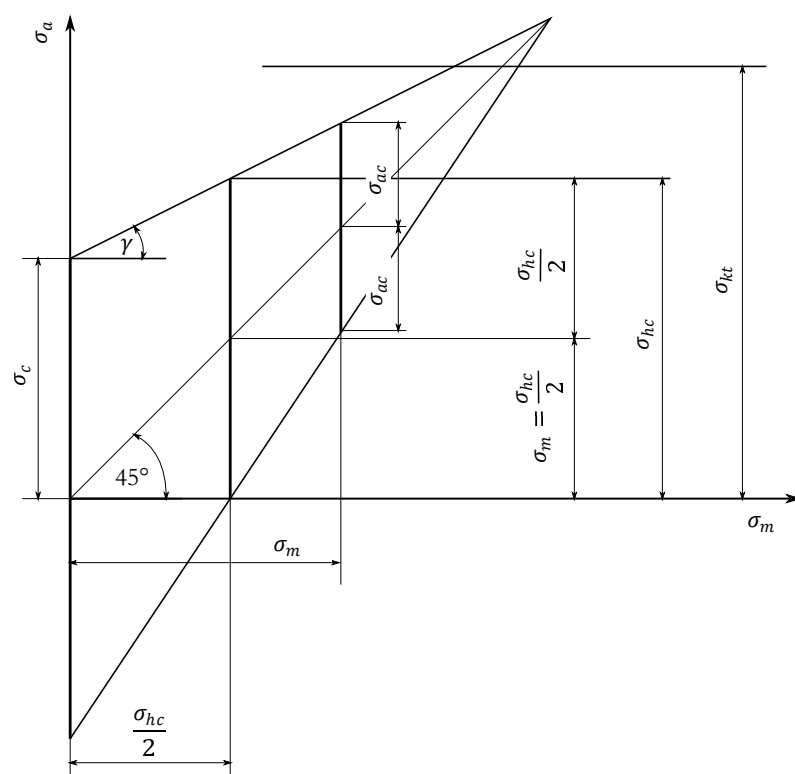
Obrázek 2.27: Haighův diagram pro různá kritéria únavového porušení

Jiný přístup vyjádření vlivu asymetrie cyklu na životnost a mez únavy při zatěžování konstantní amplitudou napětí je Smithův diagram. Je třeba experimentálně zjistit křivky životnosti $\sigma_a - N_f$ pro různá střední napětí σ_m . Experimentální body pak tvoří podklad pro konstrukci úplného Smithova diagramu (obr. 2.28), který zahrnuje systém parametrických křivek pro daný počet cyklů do lomu N_f . Experimentální stanovování Smithova diagramu je časově náročné. S postupem času se nahromadilo několik experimentálně zjištěných faktorů, které umožňují konstruovat Smithův diagram pro trvalou únavovou pevnost pouze z meze únavy σ_c při symetrickém cyklu a z mechanických vlastností, zjištěných při statické zkoušce (obr. 2.29) [41]. Smithův diagram je omezen pouze na příklady trvalé únavové pevnosti, kdy nenastane šíření únavové trhliny. Pro časovanou únavovou pevnost ($N_f = konst.$) se skládají složky nukleace a šíření trhlin, které závisí na podmínkách namáhání. Pro oblast časované únavové pevnosti lze i tak nalézt empirické relace, které posuzují vliv středního napětí na počet cyklů do lomu. V případě zatěžování konstantní amplitudou napětí lze použít modifikace rovnice 2.9 a to ve tvaru 2.15. Tahové střední napětí σ_m efektivně redukuje součinitel únavové pevnosti σ'_f a tlakové střední napětí vede k jeho zvýšení [17].

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2.15)$$



Obrázek 2.28: Úplný Smithův diagram, podle [17]

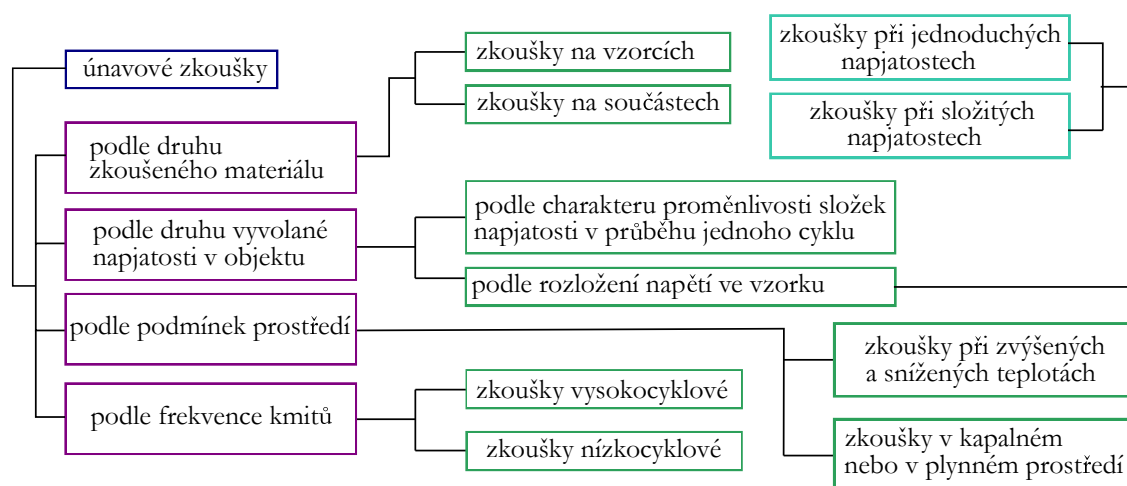


Obrázek 2.29: Konstrukce Smithova diagramu pro mez únavy, podle [17]

2.4 Únavové zkoušky

Pro únavové zkoušky kovů platí ČSN 42 0363 [50]. Únavové zkoušky lze tedy dělit z různých hledisek (obr. 2.30):

- podle druhu zkoušeného objektu,
- podle druhu napjatosti v něm vyvolané,
- podle zatěžující frekvence,
- a podle podmínek prostředí.



Obrázek 2.30: Rozdělení únavových zkoušek

Z hlediska druhu zkoušeného materiálu lze rozlišovat zkoušky prováděné na vzorcích a na celých konstrukcích (součástech) [13]. Zkušební tyče jsou ploché, nebo s kruhovým průřezem [50]. Zkoušky vzorku mají zajistit únavovou charakteristiku materiálu nezávisle na tvaru vzorků. Taktéž umožňují určit vliv různých činitelů technologického a tvarového charakteru na mez únavy vzorku. Například se posuzuje vliv činitelů vyvolávajících koncentraci napětí nebo vliv stavu povrchové vrstvy. V některých případech vzhledem k omezeným možnostem generalizace výsledků zkoušek je nutné provádět zkoušky na celých konstrukcích nebo součástech (např. motorová vozidla) [13]. Na únavu se mohou zkoušet i modely [50].

Posouzení z hlediska napjatosti lze dále rozdělit podle charakteru proměnlivosti složek napjatosti v průběhu jednoho cyklu a podle rozložení napětí ve zkoušeném materiálu. Podle rozložení napětí ve vzorku se rozlišují zkoušky při jednoduchých a složených napjatostech. Mezi zkoušky jednoduchých napjatostí patří: jednoosý tah a tlak, ohyb za rotace, ohyb rovinný (plochý) a zkouška krutem. Kombinací těchto jednoduchých napjatostí vzniká složená napjatost, přičemž zkoušky víceosé napjatosti se provádí např. na křížových vzorcích [37]. Složené stavy zatížení se vyskytují v různých součástech [13, 50].

Podle frekvence kmitů se rozlišují zkoušky vysokokmitové a nízkokmitové únavy. Při zkouškách vysokokmitové únavy se používají frekvence kmitů 10–100 Hz, což představuje 600–6000 kmitů za minutu. Prakticky vždy se řídí amplituda napětí. Výsledkem zkoušek vysokokmitové únavy jsou Wöhlerovy křivky a hodnoty meze únavy. Pro stanovení šikmé větve únavové křivky se používá nejméně 8 vzorků. K určení celé křivky a meze únavy se používá minimálně 10 zkušebních vzorků [50].

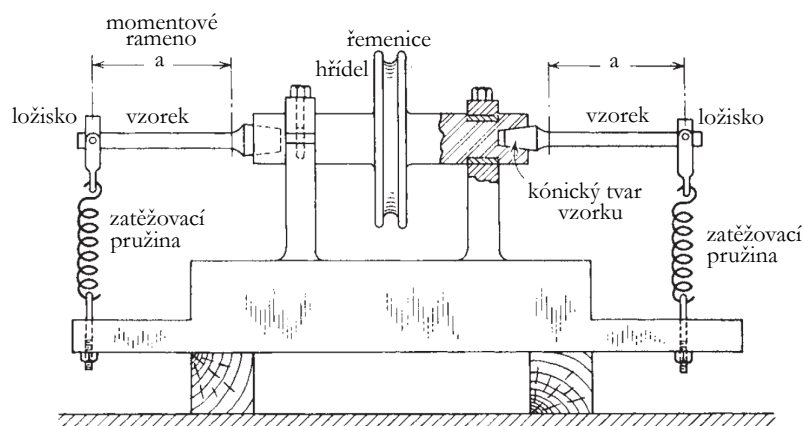
U zkoušek nízkokmitové únavy se používají frekvence do 3 Hz. Téměř vždy se řídí amplituda deformace, a to buď celková nebo pouze její elastická složka. Vyhodnocují se výsledky pro životnost 10^2 – 10^5 kmitů. Vyhodnocuje se hysterezní smyčka a stanovuje se závislost mezi hodnotami amplitud poměrné celkové, plastické, případně elastické deformace a počtem kmitů do konce zkoušky [50]. V novém odvětví velmi vysokocyklové (gigacyklové) únavy se zkouší při frekvencích zatěžování 20 kHz. Tak je možno v reálném čase získat výsledky zkoušek až do počtu cyklů 10 miliard. Trvání jedné takové zkoušky zabere asi 7 dnů.

Z hlediska podmínek prostředí se rozlišují zkoušky při zvýšených a snížených teplotách a v prostředí kapalných nebo plyných.

2.4.1 Jednoduché stroje pro únavové zkoušky

Existuje celá řada zařízení pro zkoušení únavy materiálu. Projevuje se tendence provádět únavové zkoušky na hotových součástech, z toho důvodu velmi rychle vzrůstá množství zkušebních zařízení. Některá základní řešení únavových strojů jsou v této kapitole uvedena.

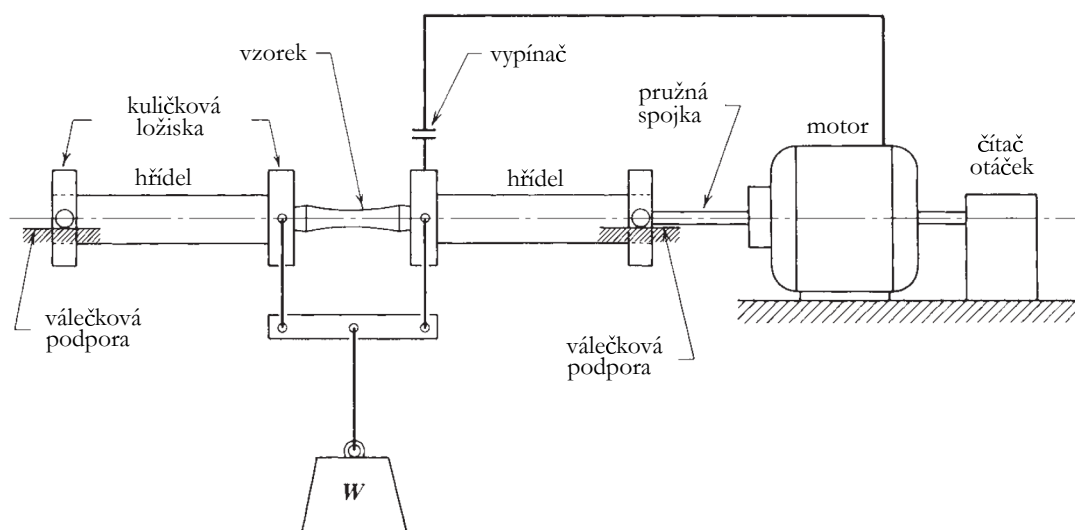
Nejjednodušším zkušebním strojem je stroj pro zkoušky ohybem za rotace. Je jedním z prvních typů únavových strojů a používal ho již A. Wöhler. Jeho podoba je znázorněna na obr. 2.31. Zatížení silou se získává pomocí tlumících pružin na kuličkovém ložisku. Zatížením a rotací vzorku jsou jednotlivá jeho vlákna namáhána cyklickým normálovým a smykovým napětím. Smykové napětí se zanedbává. Moderní zařízení pro zkoušky ohybu za rotace jsou založeny na stejném principu [13, 12].



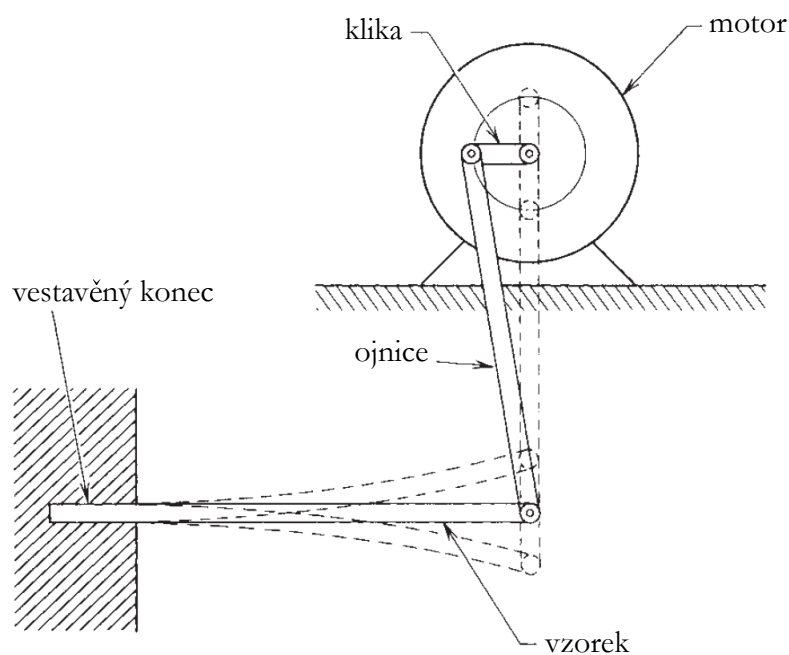
Obrázek 2.31: Únavový stroj pro ohyb za rotace [12]

Variace předešlého zařízení je znázorněna obr. 2.32. Na rozdíl od předchozího stroje vyvozuje čtyřbodový ohyb. Pomocí ložisek blízko konců vzorku je vzorek zatěžován visícím závažím. Hlavní výhodou čtyřbodového ohybu je konstantní ohybový moment [12].

U všech strojů pro zkoušku ohybu za rotace se bude střední napětí rovnat nule. Stroj zobrazený na obr. 2.33 je schopen dosáhnout nenulového středního napětí pomocí rotující kliky. Klikový mechanismus zajišťuje různé průhyby a tím pádem i nenulové střední napětí. Vzorky jsou většinou ploché a zužující se tak, aby bylo dosaženo konstantního ohybového napětí navzdory lineárně proměnnému ohybovému momentu [12].

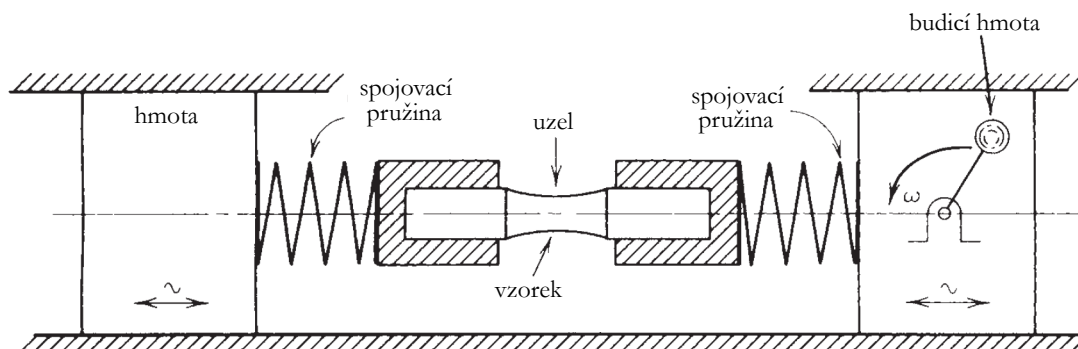


Obrázek 2.32: Únavový stroj pro ohyb za rotace vyvozující čtyřbodový ohyb [12]



Obrázek 2.33: Únavový stroj pro ohyb s využitím klikového mechanismu [12]

Pro zkoušky vzorků na střídavý tah, tlak a ohyb mají široké použití únavové stroje zvané pulzátory. Tyto pulzátory mohou být poháněny např. elektromagnetickým a hydraulickým pohonem. Hydraulické pulzátory jsou stroje s pomalým chodem a kmitočtem řádově 50 Hz. Rezonanční stroje jsou schopny dosáhnout frekvence několik set hertzů, u těchto strojů se využívá kmitů s frekvencí blízkou rezonanci soustavy hmota–pružný prvek [13, 12]. Na obr. 2.34 je znázorněn mechanický rezonanční pulzátor založený na rotaci nevystředěné hmoty.



Obrázek 2.34: Mechanický rezonanční pulzátor [12]

2.4.2 Ultrazvukový pulzátor pro měření v oblasti gigacyklové únavy

V současnosti se používají mnohem modernější a komplexnější stroje s různými způsoby zatěžování a možnostmi regulace středního napětí. Pulzy mohou být vyvolány rotací nevývahy, elektromagnetickou indukcí, hydraulickým pohonem, piezoelektrickým jevem nebo pomocí akustiky.

Na ÚFM v Brně se používá přes deset zkušebních strojů pro studium únavového porušování materiálů. K dispozici jsou servohydraulické zkušební stroje, které umožňují provádět izotermní únavové zkoušky nebo nezávislé mechanické a teplotní cyklické zatěžování, také rezonanční pulzátory, na kterých se provádí především zkoušky šíření únavových trhlin, nebo elektrodynamické zkušební únavové systémy INSTRON s uzavřenou řídicí smyčkou, které jsou určeny pro statické nebo dynamické testování vzorků [2].

Běžné testy únavové životnosti jsou proveditelné do 10 milionů cyklů. Pro určení materiálových vlastností v gigacyklové oblasti (nad 10^7 cyklů) se používají ultrazvukové stroje, které jsou schopny zatěžovat vzorky frekvencí 20 kHz. Zkoušky s počtem cyklů 10^9 , které by trvaly na klasických strojích více než sto dní, trvají necelých 14 hodin [24]. Unikátním zařízením nejen na ÚFM v Brně, ale i v celé České republice je ultrazvukový pulzátor pro měření v oblasti gigacyklové únavy. Tomuto zařízení bude věnována celá kapitola, jelikož bude použit pro stanovení únavové životnosti studovaných vzorků.

Popis zařízení

Zařízení pro měření Wöhlerových křivek a rychlosti šíření únavových trhlin v oblasti počtu cyklů mezi 10 miliony až 10 miliardami je zobrazeno na obrázku 2.35 [39, 1].

Zařízení LASUR se skládá z ultrazvukového generátoru Branson DC 222, který poskytuje sinusový signál pro piezoelektrický konvertor (neboli transducer, převodník) elektrického signálu na mechanické vibrace. Generátor Branson mění střídavé napětí (50 Hz–60 Hz) na ultrazvukový elektrický sinusový signál s frekvencí 20 kHz. Piezoelektrický konvertor Branson CR 20 automaticky udržuje vlastní frekvenci soustavy v rozsahu 19,5–20,5 kHz. Mění elektrický signál na mechanické vibrace stejných frekvencí. Akustická horna (sonotroda) zesiluje amplitudu výchylek vibrací, obvykle 3 krát až 9 krát, aby bylo dosaženo požadovaného napětí uprostřed vzorku. Vše je řízeno počítačem, vztah mezi výchylkami a napětím uvnitř vzorku je dán tvarem vzorku v závislosti na vstupních datech (modul pružnosti, hustota materiálu) a je určen analytickým výpočtem (pro jednoduché vzorky), nebo z harmonické analýzy pomocí výpočtu metodou konečných prvků. Ultrazvukový generátor poskytuje maximální výkon 2,2 kW, avšak plný výkon není aplikován ihned po

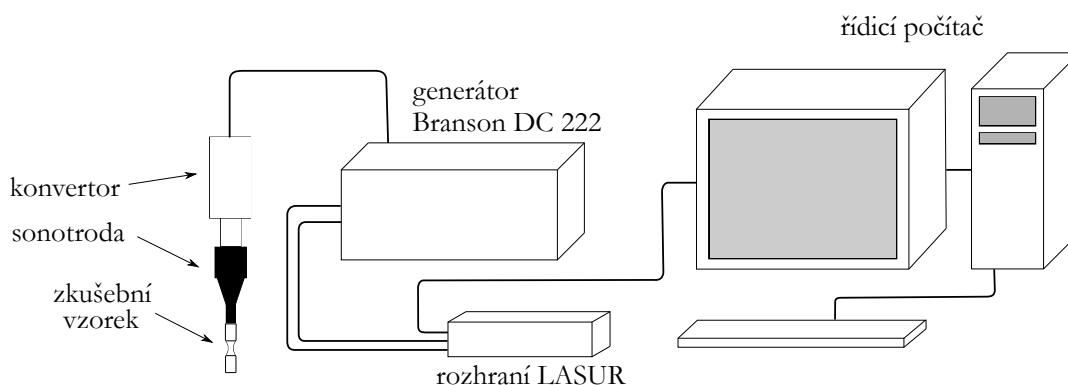


Obrázek 2.35: Zkušební vzorek upnutý na sonotrodě a chlazený vírovou trubicí

zahájení zkoušky. Provádí se náběh, který trvá 85 ms. Pomocí rozhraní LASUR 6 se udržuje konstantní amplituda vibrací [1, 62].

Jakmile se objeví trhлина, poklesne vlastní frekvence soustavy a ultrazvukový generátor automaticky přestane dodávat energii a počítač zaznamená únavovou životnost vzorku [62]. V případě zkoušek lehkých kovů nemusí dojít k poklesu frekvence z povoleného rozsahu 19,5 kHz–20,5 kHz, v takovém případě je potřeba zkoušku ukončit manuálně. Počet cyklů se dohledá v záznamu zkoušky, kde bude viditelný pokles frekvence (např. z 20 kHz na 19,7 kHz) [1].

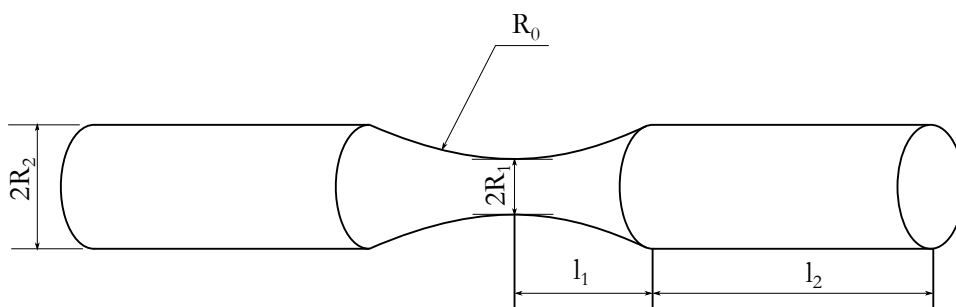
Při vysokofrekvenčních zkouškách může docházet ke zvyšování teploty vzorku. Vzorek je nutné chladit, aby nedošlo k ovlivnění únavového chování zkoušeného materiálu vlivem nárůstu teploty. Výkon a spolehlivost konvertoru může být nepříznivě ovlivněn, pokud jsou piezoelektrické keramické členy vystaveny teplotám nad 60°C. Pro chlazení konvertoru se používá čistý, suchý, stlačený vzduch. Vzorek se chladí vzduchem, nebo destilovanou vodou s inhibitorem. Spojení jednotlivých entit je znázorněno na obrázku 2.36 [39, 1, 62].



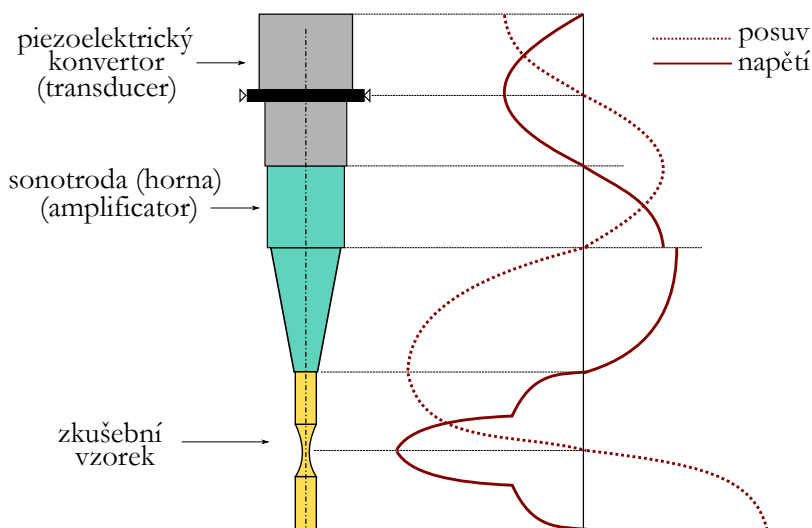
Obrázek 2.36: Popis soustavy

Zkušební vzorek

Tvar vzorku (obr. 2.37) musí být navržen pomocí numerických nebo analytických výpočtů tak, aby jeho vlastní frekvence podélných (osových) kmitů byla $20 \pm 0,5$ kHz (1. mód) stejná jako frekvence vln z konvertoru. Takto navržený vzorek dosahuje maximálního posuvu na konci (nulové napětí) a maximálního napětí uprostřed vzorku (nulový posuv) [62]. Průběhy těchto veličin jsou znázorněny na obr. 2.38. Vlastní frekvence kmitání vzorku je závislá na Youngovu dynamickém modulu pružnost E_d a na hustotě materiálu ρ .



Obrázek 2.37: Vzorek



Obrázek 2.38: Průběh posuvu a napětí, podle [62]

Obvyklé rozměry kovových vzorků jsou uvedeny v tab. 2.3. Délka koncové části vzorku plyne z výpočtu tak, aby výsledná vlastní frekvence podélných kmitů byla co nejbližší 20 kHz.

| název | značka | hodnota |
|-------------------|--------|---------------|
| malý průměr | $2R_1$ | 3 mm (4 mm) |
| průměr na koncích | $2R_2$ | 10 mm (12 mm) |
| rádius | R_0 | 31 mm |

Tabulka 2.3: Obvyklé rozměry kovových vzorků

Pro určení dynamického modulu pružnosti E_d tyče se používá následující vzorec pro výpočet vlastní frekvence 2.16, kde E_d je dynamický modul pružnosti, ρ je hustota a L je délka tyče.

$$f_{reso} = \frac{1}{2L} \sqrt{\frac{E_d}{\rho}} \quad (2.16)$$

Protože hodnota dynamického modulu pružnosti je blízká hodnotě statického Youngova modulu, připraví se nejprve tyč s délkou $L = (2f_{reso})^{-1}(E_{static}/\rho)^{0,5}$ pro statický Youngův modul a vlastní frekvenci $f_{reso} = 20$ kHz. Experimentálně se určí vlastní frekvence tyče a to přímo pomocí stroje pro gigacyklové zkoušky. Obvykle je výsledná frekvence v intervalu 19,5–20,5 kHz, tedy je možné ji pomocí zařízení pro gigacyklové zkoušky změřit. Následně se dopočte dynamický modul pružnosti podle rovnice $E_d = \rho(2Lf_n)^2$, kde f_n je skutečná vlastní frekvence [62].

Na ÚFM v Brně byla pro zjištění velikosti dynamického modulu použita podobná metoda, ale s využitím stroje pro vysokoteplotní měření elastických vlastností IMCE HT1600. Toto zařízení umožňuje nedestruktivní rezonanční metodou získat teplotní závislost elastických vlastností materiálu.

Měření životnosti je možné v režimu tah/tlak, nebo tah/tah, konfigurace je znázorněna na obr. 2.39. V případě testování v režimu tah/tah je třeba vyrobít závitový otvor na obou koncích vzorku. U konfigurace tah/tah je velmi důležité podepření v místě osazení horny na rozdíl od konfigurace tah/tlak, kde je podepřen pouze konvertor. To je možné pouze bez přídavného vnějšího zatížení, jinak by se konvertor poškodil [39, 1].

Při instalaci vzorku je potřeba potřít dosedací plochy malým množstvím gelu, gel však nesmí vniknout do závitu. Pokud by se do závitu dostal, musí se vyčistit vatovou tyčinkou. Vzorek se připevňuje pomocí stavěcího šroubu. Utahovací moment není stanoven, utahuje se pomocí kleští tak, aby se vzorek během zkoušky nepovolil [39, 1].

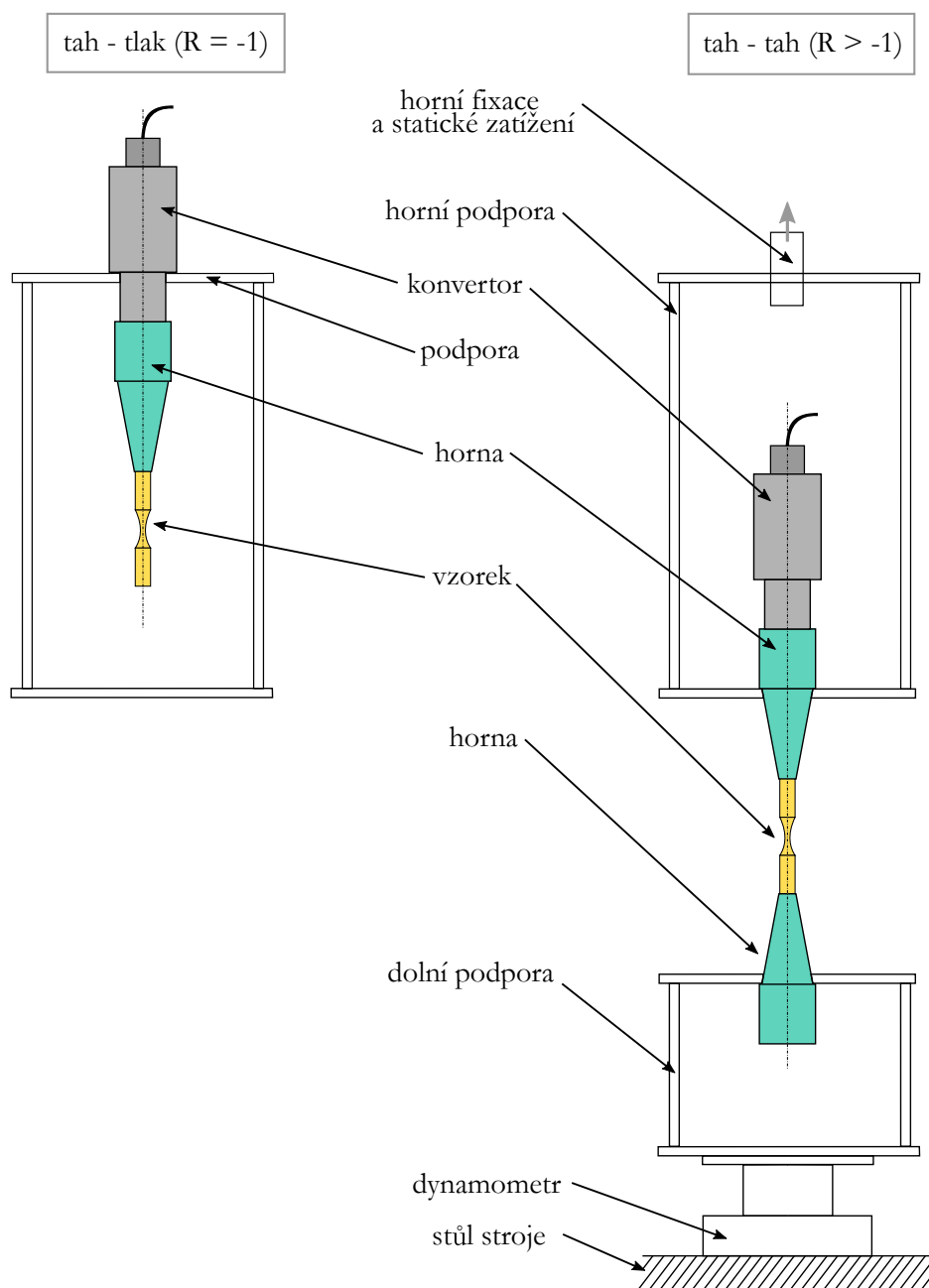
Při vysokofrekvenčním zatěžování se obvykle vzorek musí chladit. To se realizuje vzduchem, nebo vodou. V případě chlazení vzduchem se používá stlačený laboratorní vzduch. Množství chladicího vzduchu je možné regulovat, obvykle je nastavení tlaku cca 2,1 bar. Pro chlazení vodou se používá destilovaná voda s inhibitory zabraňujícími korozi vzorku. Je třeba zabránit tomu, aby vodní páry nešly do konvertoru [39, 1].

Montáž a demontáž horny

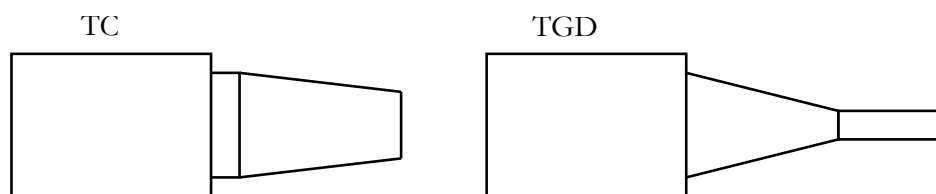
Horna se ke konvertoru přišroubovává. Před našroubováním se musí dosedací plochy očistit a potřít malým množstvím gelu, stačí aplikovat na 4–6 místech v množství jako je zrno máku a rozetřít. Gel se nesmí dostat do závitu. Konvertor se nesmí držet za tělo, ale klíčem Branson, který se používá i pro demontáž. K dispozici jsou dva druhy sonotrod (obr. 2.40), které se liší amplifikací kmitů. Jejich parametry jsou uvedeny v tabulce 2.4, aby nedošlo k mechanickému poškození sonotrody, doporučuje se provoz v bezpečném rozsahu amplitud [39, 1].

| | sonotroda TC | sonotroda TGD |
|--|----------------------|------------------------|
| rozsah amplitudy výchylky konce tělesa | 4 – 29 μm | 20 – 123 μm |
| bezpečný rozsah amplitudy výchylky | 4 – 20 μm | 20 – 80 μm |

Tabulka 2.4: Parametry sonotrod [1]



Obrázek 2.39: Konfigurace zkušebního zařízení

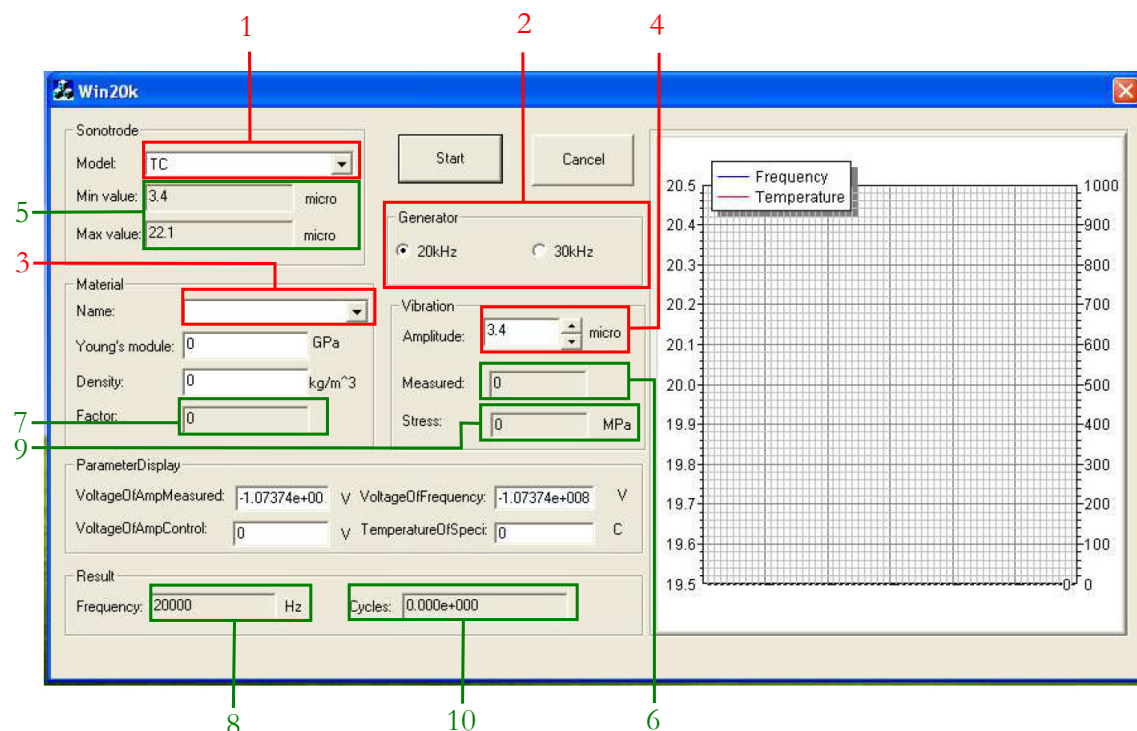


Obrázek 2.40: Dva druhy sonotrod

Software LASUR

Řídicí software podporuje Windows 7. Umožňuje řídit parametry zatěžování včetně amplitudy. Při spuštění se zadává model sonotrody, pracovní frekvence generátoru, materiál a amplituda kmitů. Ke spuštění zkoušky slouží tlačítko *START*.

V průběhu testu se zobrazuje průběh frekvence kmitů a teploty vzorku. Pokud není připojen pyrometr, ukazatel teploty vykazuje hodnotu 0°C. Na obr. 2.41 jsou zobrazeny různé ukazatele. Jejich popis je v tabulce 2.5. Software zapisuje data měření do textového souboru ve formátu: čas, frekvence, počet cyklů, příp. teplota. Zkouška se zastavuje automaticky při vzniku trhliny a poklesu frekvence pod 19,5 kHz, podobně i při překročení 20,5 kHz.



Obrázek 2.41: GUI [1]

- | | |
|----|---|
| 1 | typ sonotrody (TC/TGD) |
| 2 | pracovní frekvence generátoru, defaultně 20 kHz |
| 3 | materiál vzorku (lze předdefinovat v databázi materiálů) |
| 4 | amplituda kmitu [μm] |
| 5 | krajní hodnoty amplitud kmitů, které lze s vybranou hornou dosáhnout |
| 6 | aktuální hodnota amplitudy kmitu generovaná konvertorem |
| 7 | napěťový faktor (udává, kolik MPa je vyvinuto ve vzorku při výkmitu 1 μm) |
| 8 | aktuální změřená frekvence kmitání vzorku |
| 9 | napětí ve vzorku (vypočítá se z aktuální amplitudy kmitu a napěťového faktoru) |
| 10 | dosažený počet cyklů zkoušky |

Tabulka 2.5: Ukazatele

2.5 Gigacyklová únava

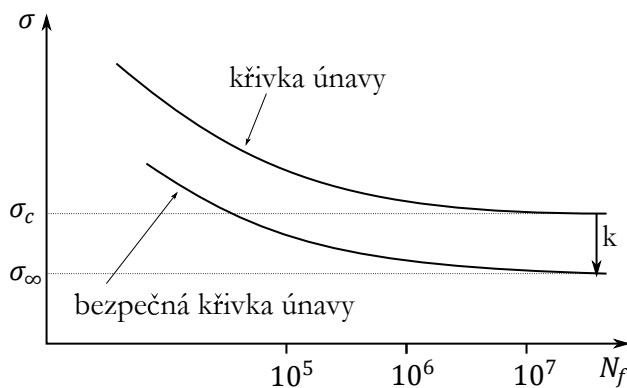
Pro některé součástky moderních strojů jako jsou auta, vlaky, letadla je žádaná životnost 10^8 – 10^{10} cyklů. Například disky plynové turbíny vyžadují životnost 10^{10} cyklů, motor automobilu 10^8 cyklů. Proto byla koncem 20. století věnována větší pozornost zatěžování a měření v oblasti velmi vysokocyklové únavy - gigacyklové únavy. Postupem času se vyvinuly piezoelektrické stroje zatěžující ultrazvukovou frekvencí 20 kHz, pomocí kterých je možné tyto oblasti únavy zkoumat detailněji [29].

Únavové studie v gigacyklové oblasti se provádí při ultrazvukových frekvencích, které dovolují testování vysokého počtu cyklů za relativně krátkou dobu. Například test 10^9 cyklů se obdrží během 14 hodin. Při zatěžování běžnou frekvencí 10 Hz by zkouška trvala 30000 hodin [34].

Wöhler a Bauschinger ve svých pracích na konci 19. století tvrdí, že u kovů existuje limitní zatížení, tzv. kritická mez, mez únavy. V případě opakovaného namáhání součástky menším zatížením, než je ono kritické, nedojde k lomu součástky ani při nekonečně velkém počtu cyklů [34].

Stručně řečeno, doposud byla únavová S–N křivka pro oceli vždy uvažována asymptotická mezi 10^6 – 10^7 cyklů, tedy s mezí únavy. Mez únavy lze definovat jako největší napětí, které nevede k lomu ani po překonání smluvní hranice 10^7 cyklů. Tato úvaha o nekonečné životnosti není správná. Ve skutečnosti horizontální asymptoty nejsou opravdu horizontální. V letech 1984–1997 japonští vědci dokázali, že se kovy mohou porušit i při počtu 10^7 cyklů. [29].

V praktických aplikacích, konstruktéři používají bezpečnostní koeficient k a praktická mez únavy je $k\sigma_c$ (obr. 2.42). Koeficient je často roven 0,5, pokud je σ_c určeno mezi 10^6 a 10^7 cyklů [29].



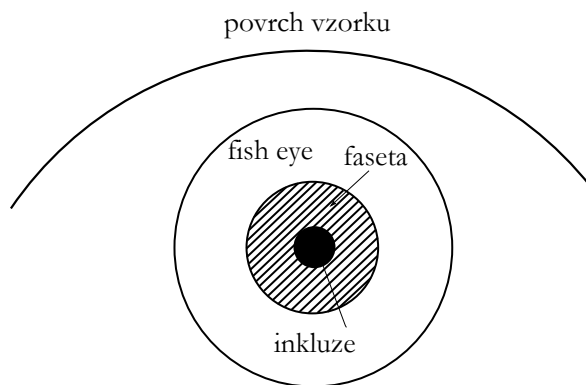
Obrázek 2.42: Bezpečná křivka únavy bezpečnostní koeficient pro návrh bezpečné životnosti součásti, podle [29]

2.5.1 Specifika gigacyklové únavy

Podmínkou únavového procesu je cyklická plastická deformace. Bez opakované plastické deformace by nedocházelo k únavě. Amplituda plastické deformace na mezi únavy je pro čisté kovy a slitiny řádově 10^{-5} . V oblasti gigacyklové však počet cyklů do porušení může dosahovat i 10^{10} cyklů. Amplituda plastické deformace je v této oblasti tak malá, že ji nelze experimentálně změřit. Je pouze odhadována na základě Manson-Coffinových křivek řádu 10^{-7} a méně [40].

Významným znakem cyklické plasticity je formování perzistentních skluzových pásem v některých materiálech při vhodných podmínkách v oblasti vysokocyklové únavy a částečně také v oblasti nízkocyklové. Hustota perzistentních skluzových pásem klesá s klesající amplitudou deformace v oblasti vysokocyklové únavy. Extrapolací do oblasti gigacyklové se předpokládá, že v této oblasti zatěžování PSP nejsou, avšak žádný důkaz o jejich neexistenci doposud neexistuje. Únavové porušení v oblasti konvenční vysokocyklové únavy vzniká na povrchu, únavová porušení v oblasti gigacyklové únavy vznikají také často z vnitřních defektů [40].

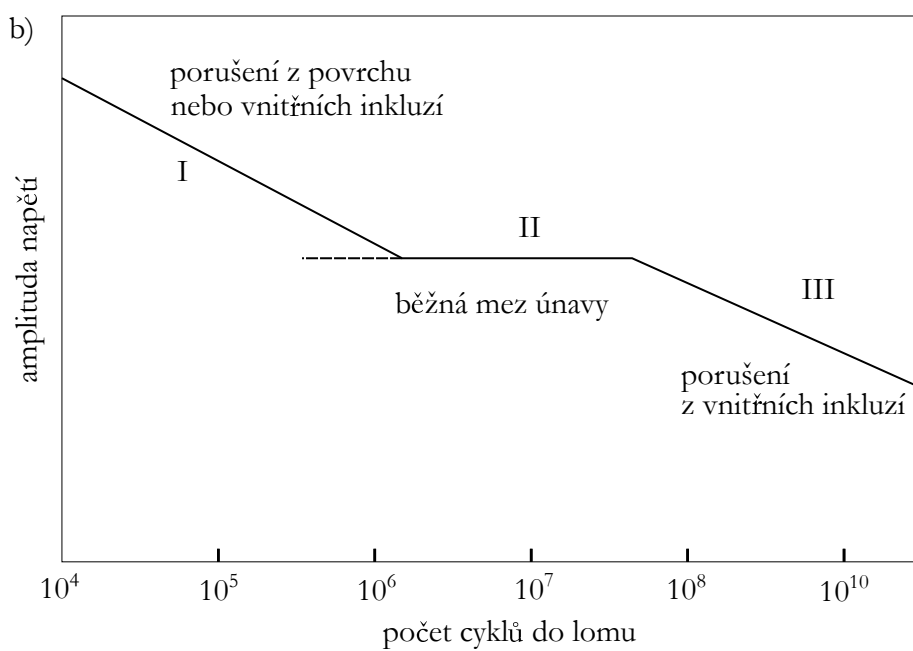
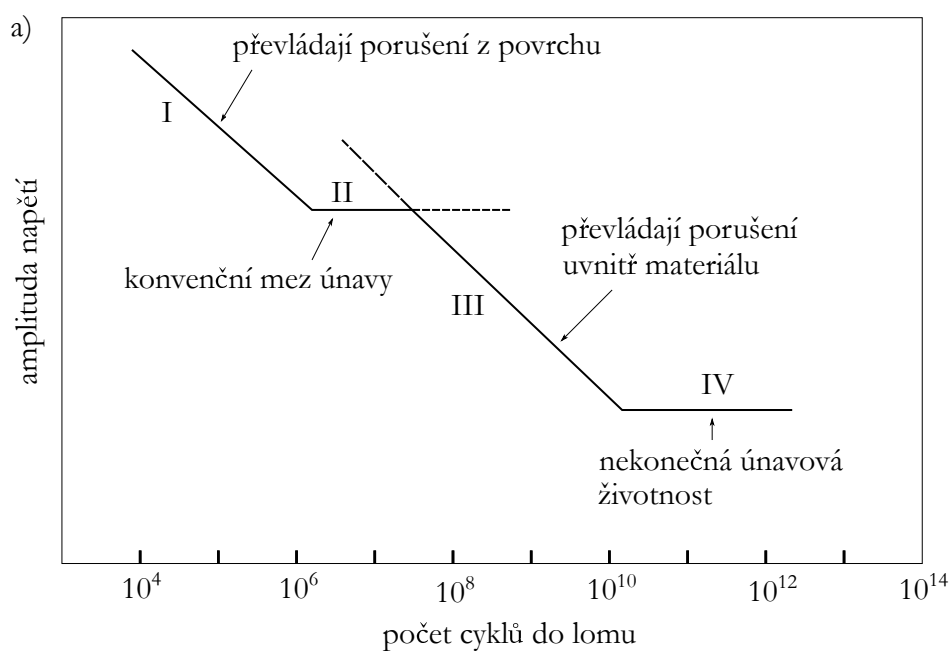
Na obrázku 2.43 je znázorněna lomová plocha s „rybím okem“ (fish eye) při iniciaci lomu z inkluze při gigacyklové únavě. Oblast rybího oka lze rozdělit do dvou oblastí: opticky tmavá oblast a zbylá oblast. Prvně zmiňovanou oblast tak nazval Murakami - optically dark region, taktéž se jí říká zrnitá světlá fazeta (granular bright facet) podle Shiozawa, nebo oblast jemných zrn (fine granular area) podle Sakai. Mimo oblast rybího oka lze pozorovat drsnou oblast, která odpovídá zrychlenému růstu trhliny. Ve většině případů se okraj rybího oka dotýká povrchu vzorku [54].



Obrázek 2.43: Schéma lomové plochy s rybím okem [54]

Kolem roku 1999 vznikají dvě teorie typů Wöhlerových křivek, uvedené na obr. 2.44. Nishijama a Kanazawa navrhli první variantu se dvěma mezemi únavy [36]. Druhý typ přinesl Murakami, kde je pouze jedna mez únavy [35].

V roce 2002 byly provedeny studie čistých jednofázových materiálů bez vnitřních defektů a materiálů obsahujících vnitřní defekty (oceli, lité materiály s póry). Čtyř etapové chování bylo pozorováno u obou druhů, avšak gigacyklová únava u prvně zmíněných materiálů se projevuje pouze povrchovými trhlínami. U materiálů s vnitřními defekty je dominantní tvorba povrchových trhlín při nízkocyklové a vysokocyklové únavě, při vyšších počtech cyklů dominuje tvorba vnitřních trhlín [33].



Obrázek 2.44: Navržené tvary víceetapňových S–N křivek [33]

2.5.2 Počátky gigacyklové únavy a Claude Bathias

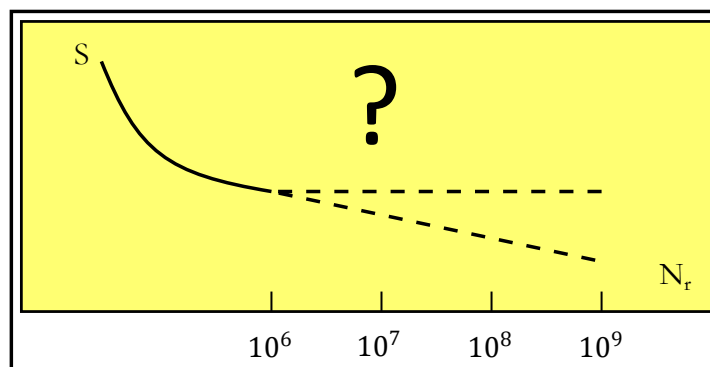
Současné základy akademického výzkumu v oblasti gigacyklové únavy jsou spjaty s průkopnickými pracemi profesora Claude Bathias (1938–2015), který je vidět na obr. 2.45. Jeho klíčová role nemůže být opomenuta. Bathias byl jeden z prvních, kteří dokázali, že v oblasti gigacyklové únavy neexistuje mez únavy. Spolu s Paulem Parisem opodstatnil své poznatky experimentálně a kvantitativně popsal mechanismy tvorby podpovrchových a povrchových trhlin v oblasti velmi vysokocyklové únavy. Společně ukázali, že většina únavového života je vynaložena na iniciaci trhliny, nikoli na šíření.

Claude Bathias působil na Université Paris Ouest Nanterre La Défense jako profesor a vedl přes 60 disertačních prací. Středem jeho zájmu byla nejen únava kovů, ale i únava kompozitů, polymerů a elastomerů. Navrhl několik zařízení na testování únavy. Několik tuctů jeho testovacích zařízení bylo prodáno ve Francii a okolních zemích.



Obrázek 2.45: Claude Bathias [3]

Gigacyklovou únavou se vědecké skupiny začínají zajímat od konce minulého století. První konference věnovaná gigacyklové únavě se konala roku 1998 v Paříži a odstartovala sérii konferencí věnovaných gigacyklové únavě. Hlavními organizátory byl Claude Bathias a jeho spolupracovnice Stefanie Stanzl-Tschegg. Konference nesla název „Euromech 382: Fatigue Life in Gigacycle Regime“ a její znak je znázorněn na obrázku 2.46.

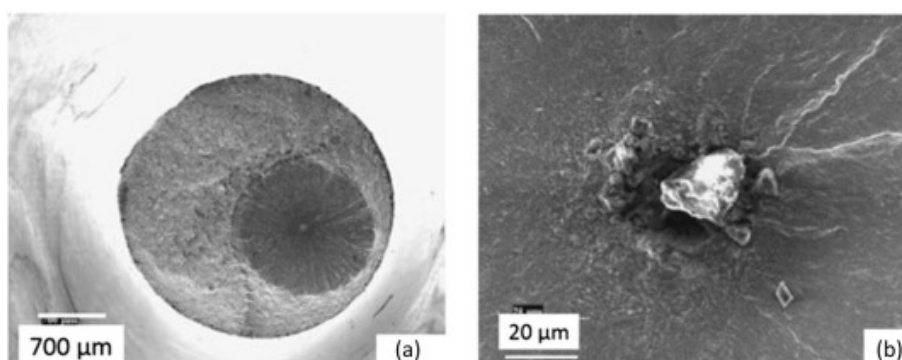


Obrázek 2.46: Znak konference Euromech 382: Fatigue Life in Gigacycle Regime (později se nazvala VHCF - 1), S : Napětí, N_r : Počet cyklů do lomu (index r značí rupture), podle [34]

Ve skutečnosti v té době počty cyklů do lomu nešly za hodnotu 10^8 . Hlavními otázkami byly: úspora času, vliv vysokých frekvencí na únavový proces a kontrola, zda data získaná při ultrazvukových frekvencích jsou srovnatelná s běžnými frekvencemi.

Když Claude Bathias začal pracovat na ultrazvukovém únavovém testování, jeho primární záměr byl vyšetřit, zda existuje mez únavy v gigacyklové únavě v rozmezí kolem 10^{10} cyklů. K této otázce významně přispěli japonští vědci [35, 36].

Již na první konferenci bylo prezentováno několik případů lomu vysoce pevných ocelí při amplitudě zatížení nižší než je mez únavy a byl zpochybněn mechanismus tvorby trhliny. Bylo prokázáno, že se u vysoce pevných ocelí objevují povrchové trhliny při vysokocyklové únavě, při gigacyklovém režimu se trhlina iniciuje uvnitř oceli, tento lom se nazývá rybí oko a vzniká z nekovových inkluzí a jiných heterogenit. Autorem fotografie 2.47 je Bathias, ukazuje vzhled lomové plochy u vysoce pevné chrom–molybdenové oceli při nízkém a vysokém rozlišení [7].



Obrázek 2.47: Rybí oko, vysoce pevná chrom-molybdenová ocel (a) celkový pohled na lomovou plochu, (b) detail inkluze uvnitř rybího oka (fish eye) při větším zvětšení [34]

Claude Bathias prezentoval na první konferenci přednášku nazvanou „There is no infinite fatigue life in metallic materials“. Toto prohlášení provedl na základě testování různých materiálů (kompozity, vysoce pevné oceli, titanové slitiny a niklové superslitiny). Bathias vyvrátil doposud používaný přístup s mezí únavy - asymptoty S–N křivky a prohlásil: „There is no infinite fatigue life in metallic materials.“ Také upozornil, že viníkem může být frekvence a disipace tepla. Ve svých pracích předpokládal, že je tento vliv malý.

Na první konferenci prezentoval závěr, že při vysokých hladinách napětí je únavová životnost určena růstem trhliny, naopak při nízkých hladinách je většina únavové životnosti spotřebována na iniciaci trhliny. Celkovou únavovou životnost rozdělili na dvě části: iniciace trhliny N_i a růst trhliny N_p .

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.17)$$

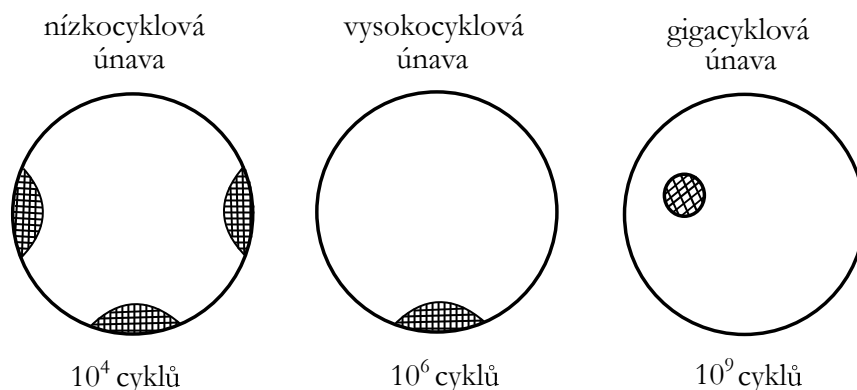
Počátek iniciace trhliny je velmi obtížné určit, na druhou stranu stádium šíření trhliny do lomu lze popsat pomocí lomové mechaniky. Později bylo prokázáno, že 99 % únavového života byla vložena do iniciace trhliny. Z toho vyplývá tvrzení, že únavový život je v gigacyklové únavě určen iniciací trhliny.

Práce Claude Bathiase a jeho spolupracovníků se zabývala především těmito body:

1. vyvrácení tradiční definice meze únavy,
2. vyjasnění mechanismů iniciace únavové trhliny a její šíření

3. stanovení podílů únavové životnosti spotřebované na iniciaci a šíření trhliny
4. obhajoba použití ultrazvukových únavových testovacích technik v různých druzích gigacyklových studií.

Claude Bathias vysvětlil, proč při vysokocyklové únavě se trhlina iniciuje na povrchu vzorku, zatímco při přechodu z vysokocyklové únavy na gigacyklovou se trhliny iniciují pod povrchem a vzniká tzv. rybí oko [6]. Bathias porovnal všechny situace, nízkocyklovou, vysokocyklovou a gigacyklovou únavu z hlediska místa iniciace trhliny na obrázku 2.48. Při zatěžování vysokou amplitudou napětí (nízkocyklová únav) se většinou vytvoří více míst na povrchu vzorku s iniciací trhliny. Tyto iniciace mají původ v dislokačních pásech. Při nižších amplitudách zatížení (vysokocyklová únav) se vytvoří stejná místa s iniciací trhliny, avšak bude jich méně než při nízkocyklové únavě. Při gigacyklové únavě nevznikne téměř žádné místo s iniciací trhliny na povrchu, ale vznikají trhliny v objemu v důsledku inkluzí. Tyto trhliny pocházející z objemu vzorku mohou vznikat i při vyšších amplitudách zatěžování (při nízkocyklové a vysokocyklové únavě), ale nikdy nerostou rychleji než ty, které vznikají na povrchu.



Obrázek 2.48: Preferovaná místa iniciace trhliny v různých únavových stádiích

U měkkých ocelí při gigacyklové únavě vznikají iniciace na povrchu vzorku stejným mechanismem jako u vysokocyklové únavy. U vysoce pevných ocelí se trhlina iniciuje pod povrchem. V gigacyklové únavě je místo iniciace ovlivňováno především mikrostrukturou [63].

Kapitola 3

Vliv vrubů na únavovou životnost

V inženýrských konstrukcích se vždy vyskytují koncentrátoři napětí. Dochází k lokálnímu zvýšení napětí a deformace v důsledku konstrukčních vrubů, které často vedou k únavovému porušení [60]. Tento vliv vrubů je potřeba předpovídat.

Únavové zkoušky se provádí ve většině případů na hladkých vzorcích. Zkoušky vrubovaných vzorků se provádí především k tvorbě metod pro předpověď únavových vlastností, nebo ke zjištění vlivu různých proměnných parametrů na tyto vlastnosti [45].

Při posuzování vlivu vrubů na únavovou pevnost a životnost se používá koncepce nominálních napětí, koncepce lokálních napětí a deformací a nebo lze také použít zákonitosti lomové mechaniky [60].

3.1 Koncepce nominálních napětí

Únavová životnost součásti s vrubem se usuzuje na základě experimentálních výsledků se zkušebními tyčemi se stejnými nebo podobnými vruby. Tento postup se využívá v oblasti vysokocyklové únavy. Účinek vrubu na životnost je popsán součinitelem vrubu a určitým nominálním napětím [60].

3.1.1 Součinitel tvaru

Vrub má vliv na rozdělení napětí po průřezu součásti. Lokální zvýšení napětí a deformace je v elastické oblasti popsáno součinitelem tvaru¹ α (rov. 3.1), kde σ_{max} je největší napětí v místě koncentrace a σ_{nom} je nominální napětí, tj. napětí bez uvažování koncentrace napětí a residuálních pnutí. [60].

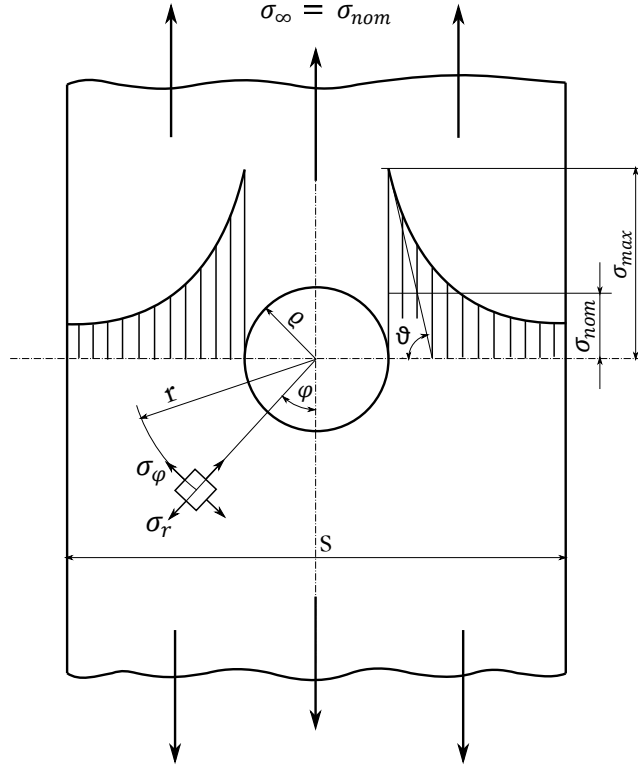
$$\alpha = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (3.1)$$

Existuje řada příruček věnovaných určování součinitelů tvarů pro nejběžnější vruby v závislosti na druhu vrubu, velikosti a tvaru součástky a druhu namáhání. Součást s koncentrátorem napětí je uvedena na obr. 3.1. Vedle velikosti maximálního napětí σ_{max} a nominálního napětí σ_{nom} je důležitou charakteristikou napětí v místě vrubu gradient napětí G , též pokles napětí z místa maxima, který je dán rovnicí 3.2. Jeho největší hodnota je na povrchu vrubu. Úhel ϑ je znázorněn na obrázku. V praxi se používá poměrný gradient napětí \bar{G} , daný vztahem 3.3 [60].

¹V anglické literatuře se značí K_t .

$$G = \tan \vartheta = \left[\frac{d\sigma}{dx} \right]_{x=0} \quad (3.2)$$

$$\bar{G} = \frac{G}{\sigma_{max}} = \frac{\left[\frac{d\sigma}{dx} \right]_{x=0}}{\sigma_{max}} \quad (3.3)$$



Obrázek 3.1: Koncentrace napětí a deformace v elastické oblasti, podle [60]

U tvarově komplikovanějších součástí může dojít k interakci vrubů. Jestliže vrub „1“ způsobuje nárůst napětí v oblasti, kde se nachází vrub „2“, tak výsledný součinitel tvaru má velikost podle rovnice 3.4. Jinými slovy, zvýšené napětí vrubu „1“ představuje nominální napětí pro vrub „2“ [60]. Následující kapitoly se omezí na souměrné střídavé zatěžování.

$$\alpha = (\alpha_1 - 1)\alpha_2 + 1 \quad (3.4)$$

3.1.2 Součinitel vrubu

Vliv vrubu na velikost meze únavy v oblasti trvalé a časované pevnosti závisí na [60]:

- redukovaném součiniteli tvaru,
- velikosti součásti,
- stavu napjatosti v průřezu součástky,
- vlastnostech povrchové vrstvy
- a schopnosti materiálu odolávat únavovému poškození při cyklickém zatěžování.

Tyto vlivy lze zahrnout do součinitele vrubu² β .

Obecně lze součinitel vrubu β definovat jako poměr amplitudy napětí $\sigma_a(\tau_a)$ hladké tyče bez koncentrátorů napětí ku amplitudě napětí $\sigma_a^x(\tau_a^x)$ zkušebního tělesa s koncentrátorem napětí při stejných podmínkách. V oblasti trvalé únavové pevnosti lze tento vztah popsat pomocí rovnice 3.5, kde σ_c je mez únavy hladkého zkušebního tělesa a σ_c^x je mez únavy zkušebního tělesa s vrubem. Analogicky vztah platí pro smykové namáhání [45, 60].

$$\beta = \frac{\sigma_c}{\sigma_c^x} \quad \text{resp.} \quad \beta = \frac{\tau_c}{\tau_c^x} \quad (3.5)$$

Rozdíl mezi součinitelem vrubu β a součinitelem tvaru α se popisuje pomocí empirické závislosti, tzv. vrubové citlivosti q (rov. 3.6), se kterou jako první přišel Thum roku 1934 [60].

$$q = \frac{\beta - 1}{\alpha - 1}, \quad \beta = 1 + q(\alpha - 1) \quad (3.6)$$

Ze zkoušek plyne, že součinitel tvaru α je větší než součinitel vrubu β (3.7) [45].

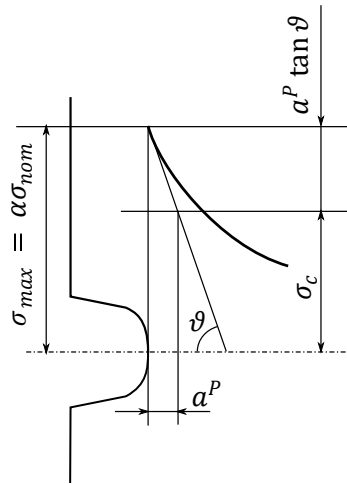
$$\beta \leq \alpha \quad (3.7)$$

Vrubová citlivost q může nabývat hodnot z intervalu 0–1. Vysoká citlivost $q = 1$ se obdrží, jestliže $\beta = \alpha$. Pokud je součinitel vrubu $\beta = 1$, vrubová citlivost q je nulová [45].

Vrubová citlivost se blíží 1 při rostoucích rozměrech součásti, tedy při zvyšujícím se poloměru zakřivení paty vrubu nebo-li snižujícím se poměrném gradientu napětí \bar{G} [60].

3.1.3 Petersonova koncepce

V roce 1959 představil Peterson teorii, že se únavová trhlina může iniciovat tehdy, kdy napětí v určité hloubce pod povrchem je rovno mezi únavy, což je popsáno rovnicemi 3.8 a 3.9, kde a^P je materiálová konstanta. Kombinací rovnic 3.2 a 3.3 se získá rovnice 3.10. Tato teorie je znázorněna na obr. 3.2 [60].



Obrázek 3.2: Petersonova koncepce, podle [60]

²V anglické literatuře se značí K_f .

$$\sigma_c = \beta\sigma_{nom} = \alpha\sigma_{nom} - a^P \bar{G} \alpha\sigma_{nom} \quad (3.8)$$

$$\beta = \alpha(1 - a^P \bar{G}) \quad (3.9)$$

$$\tan\vartheta = G = \bar{G}\sigma_{max} \quad (3.10)$$

Peterson navrhl následující vztah 3.11 pro vrubovou citlivost q , kde ρ je rádius kořene vrubu. Vyjádřením β z rovnice 3.11 se získá vztah 3.12 [45, 30].

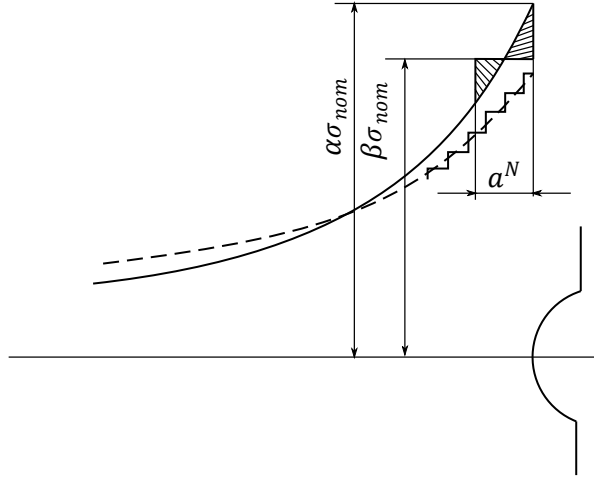
$$q = \frac{\beta - 1}{\alpha - 1} = \frac{1}{1 + \frac{a^P}{\rho}} \quad (3.11)$$

$$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{1 + \frac{a^P}{\rho}} \quad (3.12)$$

3.1.4 Neuberova koncepce

Na Petersonovu práci navázal Neuber, ten v roce 1968 navrhl koncepci obecného výpočtu součinitele vrubu, která je použitelná pro různé druhy zatěžování i ostrých vrubů včetně elastoplastického stavu v kořeni vrubu. Vyjadřuje průběh napětí v příčném průřezu stupňovitou křivkou udávající integrální hodnoty napětí na jednotlivých strukturních částicích. Křivka výpočtového („teoretického“) redukovaného napětí má větší gradient než stupňovitá křivka „skutečného napětí“ [60].

K rozvoji únavového procesu dojde, jakmile je dosaženo meze únavy v určité hloubce a^N materiálu pod povrchem (viz obr. 3.3). Platí rovnice 3.13, kde a^N je materiálovou konstantou.



Obrázek 3.3: Neuberova koncepce, podle [60]

$$\beta\sigma_{nom} = \frac{1}{a^N} \int_0^{a^N} \sigma(x) dx = \frac{1}{a^N} \int_0^{a^N} (\alpha\sigma_{nom} - \bar{G}\sigma_{max}x) dx \quad (3.13)$$

Rozvine-li se průběh napětí v okolí vrubu v Mac Laurinovu řadu a použijí-li se první dva členy, po integraci se dospěje na rovnici 3.14 [60].

$$\beta \sigma_{nom} = \sigma_{max} \left(1 - a^N \frac{\bar{G}}{2} \right), \quad \beta = \alpha \left(1 - a^N \frac{\bar{G}}{2} \right) \quad (3.14)$$

Neuber navrhl následující vztah 3.15 pro vrubovou citlivost. Vyjádřením součinitele vrubu β z rovnice 3.15 se získá Neuberův vztah pro součinitel vrubu 3.16 [45, 30].

$$q = \frac{\beta - 1}{\alpha - 1} = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{a^N}{\rho}}} \quad (3.15)$$

$$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{1 + \sqrt{\frac{a^N}{\rho}}} \quad (3.16)$$

3.2 Koncepte lokálních napětí a deformací

Koncepte lokálních napětí a deformací předpokládá, že životnost součásti s vrubem je stejná jako životnost hladké zkušební tyče za podmínky rovnosti lokálních napětí a deformací v kořeni vrubu a na povrchu hladké tyče. Většinou se používá v oblasti nízkocyklové únavy [60]. Lokální pole napětí a deformace je možné v kořenech vrubů určit [60]:

- (a) experimentálně (např. pomocí tenzometrů),
- (b) analyticky s využitím teorie plasticity (teorie malých pružnoplastických deformací nebo teorie plastického tečení),
- (c) metodou konečných prvků v plastické oblasti
- (d) a inženýrskými (přibližnými) metodami.

Experimentální metody jsou omezeny přístupností kritického místa pro nalepení vhodného tenzometru. Numerické metody jsou dnes už snadno použitelné, pokud má uživatel k dispozici vhodný software. Inženýrské metody jsou jednodušší a použitelné v inženýrské praxi. Nejznámější inženýrskou koncepcí je Neuberova a mladší koncepte ekvivalentní energie [60].

3.2.1 Neuberova koncepte

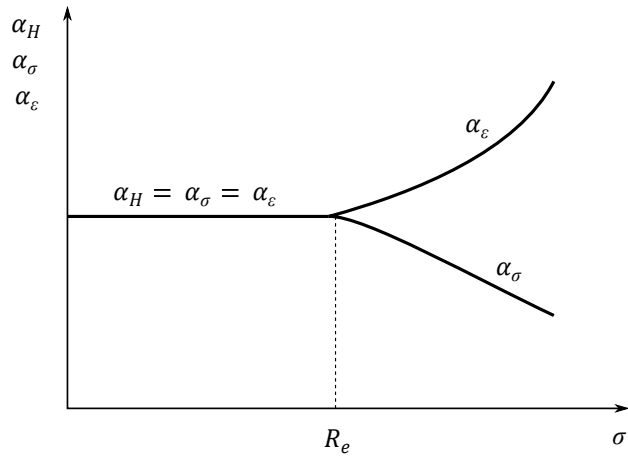
Lokální zvýšení napětí a deformací v kořeni vrubu lze vyjádřit pomocí součinitele koncentrace napětí α_σ a součinitele koncentrace deformace α_ε , pro které platí rovnice 3.17, 3.18.

$$\alpha_\sigma = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{\sigma}{\sigma_{nom}} \quad (3.17)$$

$$\alpha_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_{nom}} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{nom}} \quad (3.18)$$

V elastické oblasti platí rovnost $\alpha_\sigma = \alpha_\varepsilon = \alpha_H$, kde α_H je součinitel tvaru, který je určen pro elastickou napjatost za předpokladu platnosti Hookova zákona. σ je skutečné napětí a ε skutečná deformace v kořeni vrubu.

Vzniknou-li v kořeni pružnoplastické deformace, kritériem je pro případ jednosměrné deformace mez kluzu R_e , platí nerovnosti $\alpha_\varepsilon > \alpha_H$ a $\alpha_\sigma < \alpha_H$ (viz obr. 3.4) [60].



Obrázek 3.4: Součinitelé koncentrace napětí a deformace, podle [60]

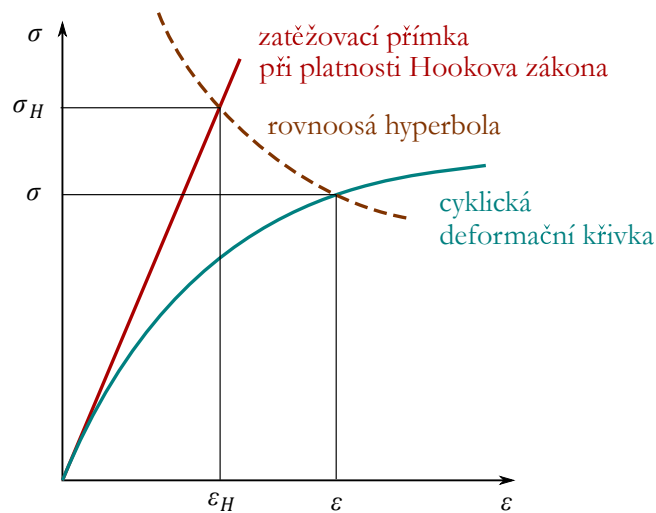
Neuber v roce 1968 odvodil výraz 3.19 pro jednosměrné rostoucí zatěžování za uvažování nominálního napětí a deformace v elastické oblasti, kde σ_H je napětí určené za předpokladu platnosti Hookeova zákona v celém rozsahu zatěžování. „H“ od slova „Hookovské“, někdy se označuje jako lineární nebo elastické.

$$\alpha_H = \sqrt{\alpha_\sigma \cdot \alpha_\varepsilon} = \frac{\sigma_H}{\sigma_{nom}} \quad (3.19)$$

Dosazení vztahů 3.17 a 3.18 do rovnice 3.19 vede na rovnost 3.20, neboli 3.21, což je rovnice rovnoosé hyperboly v souřadnicové soustavě $\sigma - \varepsilon$.

$$\frac{\sigma}{\sigma_{nom}} \cdot \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{nom}} = \alpha_H^2 \quad (3.20)$$

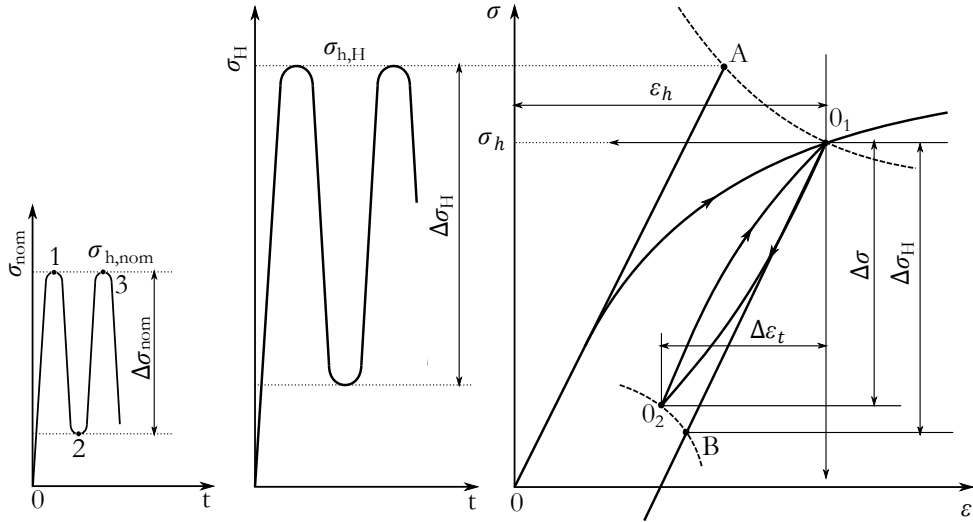
$$\sigma \cdot \varepsilon = \alpha_H^2 \cdot \sigma_{nom} \cdot \varepsilon_{nom} = \frac{(\alpha_H \cdot \sigma_{nom})^2}{E} = \frac{\sigma_H^2}{E} = konst. \quad (3.21)$$



Obrázek 3.5: Neuberova koncepce

Fyzikální interpretace Neuberova zákona je znázorněna na obr. 3.5. Tato koncepce spočívá v nalezení bodu ležícího na skutečné cyklické deformačně napětové křivce pomocí ekvivalentního elastického chování [27].

Později se ukázalo, že tato koncepce může být použita i pro cyklické zatěžování (viz obr. 3.6). V podstatě se hledá průsečík rovnoosé hyperboly s cyklickou deformační křivkou a určí se velikost napětí a deformací v kořeni vrubů v průběhu cyklického zatěžování [8, 60].



Obrázek 3.6: Neuberova koncepce pro cyklické zatěžování, podle [60]

Pro „nultý“ půlkmit charakterizovaný horním nominálním napětím $\sigma_{h,nom}$ a napětím $\sigma_{h,H}$ a deformací $\varepsilon_{h,H} = \sigma_{h,H}/E$ (bod A) se dostanou výsledné napětově-deformační poměry průsečíkem rovnoosé hyperboly určené bodem A s asymptotami procházejícími počátkem 0 (rovnice 3.22) a příslušné deformační křivky (rovnice 3.23). Získá se tak horní napětí σ_h a horní deformace ε_h [8, 60].

$$\sigma_h \cdot \varepsilon_h = \frac{(\sigma_{h,nom} \cdot \alpha_H)^2}{E} = \frac{\sigma_{h,H}^2}{E} \quad (3.22)$$

$$\varepsilon_h = \frac{\sigma_h}{E} + \left(\frac{\sigma_h}{k}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.23)$$

Při následujícím odlehčení o $\Delta\sigma_{nom}$ (z bodu 1 do bodu 2) dojde k poklesu o $\Delta\sigma_H$ z bodu O_1 . Bod O_2 určuje veličiny $\Delta\sigma$ a $\Delta\varepsilon_t$ a dostane se jako průsečík rovnoosé hyperboly určené bodem B s asymptotami procházejícími počátkem O_1 (rovnice 3.24) a větve hysterezní smyčky (rovnice 3.25) [8, 60].

$$\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon = \frac{(\alpha_H \cdot \Delta\sigma_{nom})^2}{E} = \frac{\Delta\sigma_H^2}{E} \quad (3.24)$$

$$\Delta\varepsilon_t = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2k}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.25)$$

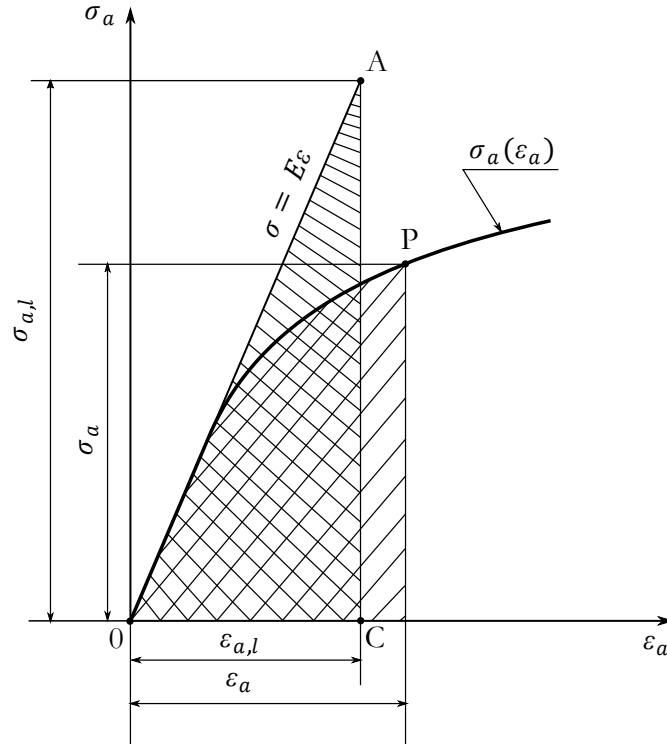
Řešením je rozkmit napětí $\Delta\sigma$ a rozkmit celkové deformace $\Delta\varepsilon_t$. Tento postup se aplikuje na všechny další půlkmity zatížení. Musí se však uvažovat „paměť materiálu“ [8, 60]. Bylo navrženo několik modifikací původní Neuberovy koncepce. Mezi nejznámější patří Pospíšilova modifikace [43] nebo modifikace dle Wu.

3.2.2 Koncepce ekvivalentní energie

Koncepce Molsky-Glinka [32] je založena na předpokladu stejné hodnoty izovolumické měrné energie napjatosti (energie změny tvaru) pro lineárně elastické a elasticko-plastické deformace, což je vyjádřeno rovnicí 3.26. Pro lepší představivost lze použít obr. 3.7, kde se obsahy vyšrafovaných ploch rovnají [8].

$$\frac{1}{2} \sigma_{a,l} \cdot \varepsilon_{a,l} = \int_0^{\varepsilon_a} \sigma_a d\varepsilon_a \quad (3.26)$$

Ve srovnání s Neuberovou koncepcí je koncepce Molsky-Glinka méně konzervativní. Koncepce ekvivalentní energie dává nižší hodnoty deformací a napětí než Neuberova koncepce [60].



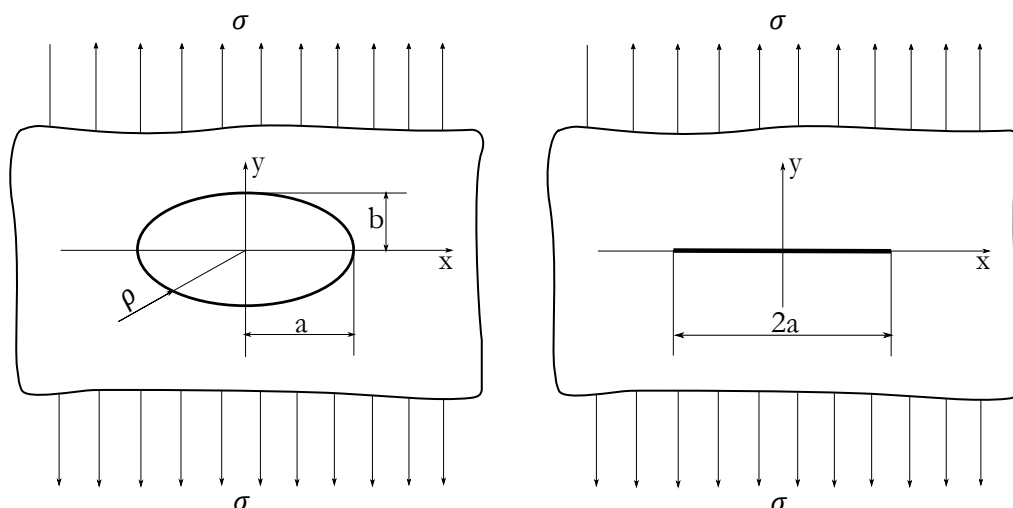
Obrázek 3.7: Koncepce ekvivalentní energie, podle [8]

Kapitola 4

Lomově–mechanické postupy

Křehký lom je možné definovat jako rychlý růst trhliny při statickém zatížení obvykle pod mezí kluzu. Má-li dojít k růstu trhliny musí být splněny dvě podmínky: napětové a termodynamické kritérium, které zohledňuje změny energie spojené s přírůstkovým prodloužením trhliny [42].

Výrazné změny tvaru zatíženého tělesa způsobují koncentrace napětí. Uvažujme nekonečnou taženou stěnu s eliptickým otvorem (obr. 4.1) namáhanou napětím $\sigma_\infty = \sigma_{nom}$. V kořeni vrubu dosahuje napětí své maximální hodnoty $(\sigma_y)_{max}$. Tato hodnota je určena



Obrázek 4.1: Nekonečný pás s eliptickým otvorem a nekonečný pás s trhlinou

pomocí součinitele koncentrace napětí α , pro který Irwin a Kolosov odvodili následující vztah 4.1. Poloměr oskulační kružnice se uvažuje $\rho = \frac{b^2}{a}$ [61, 42].

$$\alpha = \frac{(\sigma_y)_{max}}{\sigma_{nom}} = 1 + 2\frac{a}{b} = 1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (4.1)$$

Pro $\frac{a}{\rho}$ platí s dostatečnou přesností vztah:

$$\alpha = 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (4.2)$$

V limitním přechodu $\rho \rightarrow 0$ přechází elipsa v trhlinu délky $2a$, napětí $(\sigma_y)_{max}$ je neohrazené neboli singulární [61, 42]. Ve vrcholu trhliny je splněno napětové kritérium, ale tato

analýza nebere v úvahu kritérium termodynamické, je potřeba uvažovat energii potřebnou k vytvoření nových povrchů trhliny. Analýza nedělá rozdíl mezi různými délkami trhlín [42]. Proto pro popis stability trhliny nemůže napětí sloužit a bylo nutné najít pro tyto účely jiné veličiny, což dalo vzniknout oboru - lomová mechanika [61].

Lomovou mechaniku lze pro praktické účely definovat jako aplikovanou mechaniku růstu trhlín. Neříká tedy nic o lomových procesech probíhajících při růstu trhliny, ale poskytuje popisný aparát k charakterizaci procesů růstu trhliny [42]. Lomová mechanika je obor, který popisuje pomocí jednoho nebo více parametrů napjatost před čelem trhliny a umožňuje přenos naměřených dat ze zkušebních vzorků na reálné konstrukce. Lomová mechanika vychází z představy tělesa jako kontinua s trhlinou a nezabývá se otázkami jejich vzniku. Zabývá se především těmito oblastmi [61]:

- zbytková pevnost,
- přípustná velikost trhliny,
- potřebná doba pro nárůst trhliny do její kritické velikosti,
- délka period pravidelných kontrol zjišťujících chování trhliny,
- volba vhodného materiálu pro požadované vlastnosti konstrukce.

V průběhu svého vývoje se lomová mechanika rozdělila do dvou hlavních oblastí:

- lineárně elastická lomová mechanika (LELM),
- elasto-plastická lomová mechanika (EPLM).

LELM se zabývá chováním těles s trhlinou, a to v případech, kdy na vrcholu trhliny je plastická zóna malého rozsahu. To je splněno při statickém zatěžování křehkých materiálů (sklo, keramika, kovové materiály při nízkých teplotách apod.), případně při cyklickém únavovém zatěžování s malou amplitudou napětí (v rámci vysokocyklové a gigacyklové únavy materiálů). LELM především popisuje podmínky, za kterých se existující trhlina materiálem šíří. Hlavní metodou výpočtu je koncepce faktoru intenzity napětí.

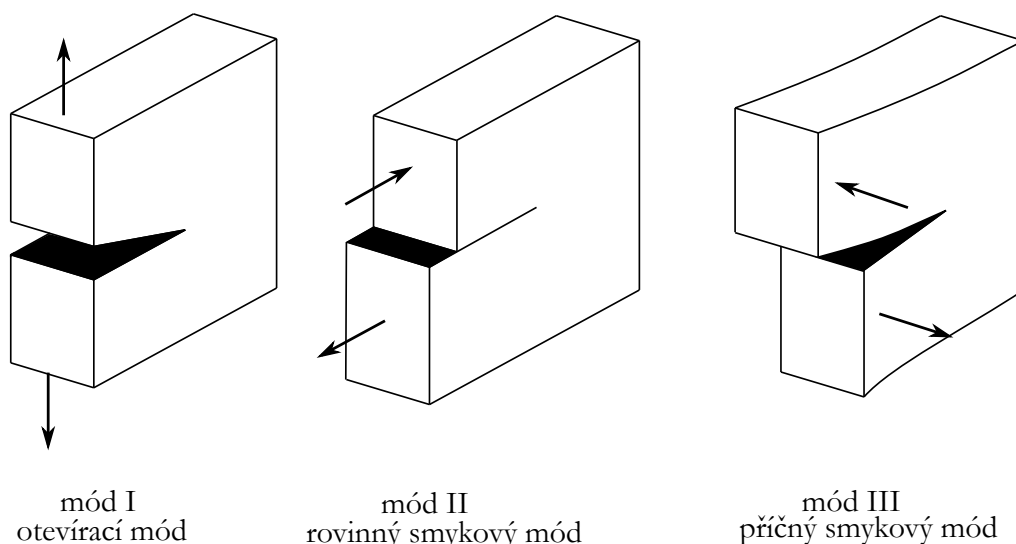
EPLM se zabývá taktéž chováním těles s trhlinou, ale bere v úvahu plastickou zónu většího rozsahu (ta vzniká u tvárných materiálů při vyšším zatížení). S tím souvisí i rozdílné jevy, které je třeba uvažovat při posuzování vzniku a šíření trhliny. Je třeba počítat s elastoplastickými mechanismy vzniku a šíření trhlín. Protože je tato práce orientována na únavové zatěžování ve vysokocyklové a především gigacyklové oblasti, nebude tato kapitola podrobněji rozebrána.

4.1 Lineární elastická lomová mechanika trhlín

Lineární elastická lomová mechanika analyzuje elastické napětí tělesa s trhlinou za účelem stanovení podmínek, při kterých k šíření trhliny dojde. Základní myšlenky lineární elastické lomové mechaniky jsou jednoduché, avšak komplikovanější jsou matematické postupy, které vedou k užitečným výsledkům. Růst trhliny může být způsoben únavou, tečením (creep) nebo korozí pod napětím [42]. Tato kapitola bude zaměřena na křehký lom a růst únavové trhliny v kovových materiálech za teploty okolí.

Základní lomově mechanický přístup vychází z posuvů povrchů trhliny. Povrchy trhliny se vůči sobě pohybují, při zatížení existují tři módy posuvů povrchu trhlín znázorněné na obr. 4.2. Rozlišují se tři možné způsoby posuvů povrchů trhlín:

- mód I - tahový (otevírací) mód, při němž se protějšší povrchy trhliny pohybují přímo od sebe,
- mód II - rovinný smykový mód, při němž se povrchy trhliny pohybují nad sebou ve směru kolmém k čelu trhliny,
- mód III - antirovinný (příčný) smykový mód, při němž se povrchy trhliny vzájemně posouvají ve směru rovnoběžném s čelem trhliny.



Obrázek 4.2: Tři módy posuvů povrchu trhlín, podle [16]

Superpozicí výše zmíněných módů je možné popsat obecný případ posuvů líců trhliny, avšak superpozice faktoru intenzity napětí je použitelná pouze pro kombinace stejného módu zatěžování [16]. Faktory intenzity napětí stejného módu od různého zatížení mohou být sloučeny algebraickým součtem [42]. Pro označení módů se používají indexy I, II, III. V praxi má většina trhlín snahu růst při módu I, proto mu bude věnována větší pozornost. Pokud index není uveden, předpokládá se mód I.

Lomové kritérium může být formulováno na energetickém podkladu, nebo na základě základě napětí a deformací u kořene trhliny. Mezi energetické přístupy patří především Griffithovo kritérium, hnací síla trhliny G , metoda J-integrálu a metoda hustoty deformační energie. Hlavní výpočtovou metodou je koncepce součinitele intenzity napětí K , která spadá vedle koncepce rozevření v kořeni trhliny do přístupů napěťové analýzy [61].

Úkolem lomové mechaniky je popsat podmínky stability a šíření trhlín. Pro popis kinetiky trhliny v zatíženém tělese se v lomové mechanice používá různých mechanických parametrů.

Tyto parametry obecně označované X jsou funkcí [23]:

- a) způsobu a velikosti vnějšího zatížení včetně zbytkových pnutí apod., módu porušování, charakteru okrajových podmínek (ozn. σ),
- b) polohy, tvaru a rozměrů a počtu jednotlivých trhlín (ozn. a),
- c) rozměrů a tvaru tělesa (ozn. L),

- d) mechanických vlastností materiálu, především modulu pružnosti a Poissonova čísla (ozn. M), tzn.

$$X = X(\sigma, a, L, M). \quad (4.3)$$

Postup posuzování stability trhliny se bude skládat z následujících kroků [61]:

- volba vhodného kritéria,
- určení velikosti tohoto parametru pro konkrétní provozní podmínky,
- určení kritické velikosti parametru pro daný materiál a podmínky,
- srovnání vypočteného parametru s kritickou velikostí.

4.1.1 Energetická bilance, podmínka nestability trhliny

Celková potenciální energie tělesa bez trhliny se vypočte podle rovnice 4.4, kde W_0 je energie napjatosti tělesa bez trhliny a L je potenciální energie vnějších sil.

$$\Pi_0 = W_0 + L \quad (4.4)$$

Při vzniku trhliny dochází k lokální plastifikaci, vytváří se nové lomové plochy a dochází k lokálnímu ohřevu tělesa. Celkové množství energie je kvůli těmto procesům rozšířena o práci související se vznikem nových ploch Γ [61].

$$E_c = \Pi + \Gamma = W + L + \Gamma \quad (4.5)$$

Podle zákona o zachování energie nedochází při přechodu z nerovnovážného do rovnovážného stavu ke změně celkové energie E_c . Platí rovnice 4.6 a 4.7, kde S je plocha průřezu trhliny [61].

$$\frac{dE_c}{dS} = \frac{d(\Pi + \Gamma)}{dS} = \frac{d\Pi}{dS} + \frac{d\Gamma}{dS} = 0 \quad (4.6)$$

$$-\frac{d\Pi}{dS} = -\frac{d(W + L)}{dS} = \frac{d\Gamma}{dS} \quad (4.7)$$

Rovnice 4.7 vyjadřuje podmínku nestability trhliny [61].

4.1.2 Griffithovo kritérium

Londýnský rodák Alan Arnold Griffith byl jeden z prvních badatelů, kteří se zabývali problematikou chování tělesa s trhlinou. V roce 1920 zformuloval kritérium pro posouzení stability trhliny v ideálně křehkém materiálu. Vychází z rovnice 4.8 - celkové potenciální energie tělesa s trhlinou, která vede na vztah 4.9, $W_T = W_0 - W$ je změna energie napjatosti tělesa v důsledku vzniku trhliny.

$$\Pi = W + L = \Pi_0 + W - W_0 = \Pi_0 - (W_0 - W) = \Pi_0 - W_T \quad (4.8)$$

$$d\Pi = -dW_T \quad (4.9)$$

Inglis odvodil vztah 4.10 pro taženou nekonečnou stěnu s průchozí trhlinou, v případě centrální trhliny je $S = 2aB$, pro povrchovou trhlinu platí $S = aB$.

$$W_T = \frac{\pi\sigma^2 a^2 B}{E} \quad (4.10)$$

Pro práci související se vznikem nových ploch Γ uvažoval Griffith vztah 4.11, kde γ je měrná povrchová energie materiálu a S_p je plocha povrchů trhliny (pro centrální trhlinu $S_p = 2S = 4aB$).

$$\Gamma = \gamma S_p = 2\gamma S = 4\gamma aB \quad (4.11)$$

Dosadí-li se vztahy 4.12, 4.13, 4.14 do podmínky nestability trhliny 4.7. Získá se podmínka nestability trhliny ve tvaru 4.15.

$$dW_T = \frac{\pi\sigma^2 B}{E} 2ada \quad (4.12)$$

$$dS = 2Bda \quad (4.13)$$

$$d\Gamma = 4B\gamma da \quad (4.14)$$

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} = 2\gamma \quad (4.15)$$

Ze vztahu 4.15 lze vyjádřit lomové napětí σ_f (rovnice 4.16) a kritickou velikost trhliny a_c (rovnice 4.17). Kritická délka trhliny je délka, při které dojde k nestabilnímu růstu trhliny.

$$\sigma = \sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi a}} \quad (4.16)$$

$$a = a_c = \frac{2\gamma E}{\pi\sigma^2} \quad (4.17)$$

Pokud je $a < a_c$, tak je uvolněná energie při růstu trhliny menší než energie potřebná k tvorbě nových ploch. Nebude-li přiváděna další energie z vnějšku, nebude trhlina růst. Pokud je $a > a_c$, trhlina roste na úkor uvolňované energie bez další externě dodané energie [61, 42]. Později Orowan a Irwin upravili vztah pro lomové napětí 4.16 zavedením efektivní povrchové energie $\gamma_{ef} = \gamma + \gamma_{pl}$ na tvar 4.18 a respektovali tak zvýšení odporu proti růstu trhliny vlivem vzniku plastické oblasti na čele trhliny.

$$\sigma = \sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma_{ef}}{\pi a}} \quad (4.18)$$

Obecně lze psát Griffithovo kritérium ve tvaru 4.19, kde w_f je měrná energie lomu a uvažuje další možnosti disipace energie.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2Ew_f}{\pi a}} \quad (4.19)$$

4.1.3 Koncepce hnací síly trhliny

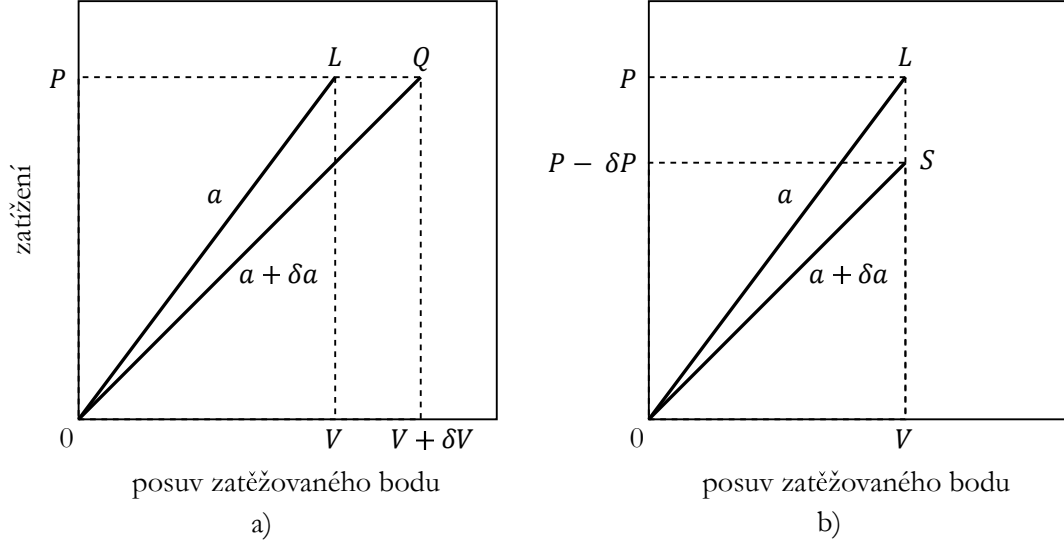
Pravá strana rovnice podmínky nestability 4.7 popisuje odpor tělesa proti růstu trhliny R (rov. 4.20), tedy energii, kterou je potřeba dodat k vytvoření lomové plochy jednotkové velikosti.

$$R = \frac{d\Gamma}{dS} \quad (4.20)$$

Levá strana rovnice 4.7 popisuje rychlost uvolňování deformační energie, označuje se G na počest Griffitha a nazývá se hnací síla trhliny. Pro nekonečnou stěnu s centrální průchozí trhlinou platí vztah 4.21. V případě rovinné deformace se za E dosadí $E/(1 - \mu)$ [61].

$$G = -\frac{d\Pi}{dS} = \frac{dW_T}{dS} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (4.21)$$

Hodnoty rychlosti uvolňování deformační energie G pro desky konečných rozměrů lze získat z křivek zatížení vs. deformace znázorněných na obr. 4.3, které vyjadřují změny energie a tuhosti vzorku spojených s přírůstkem trhliny z délky a na délku $a + \delta a$. Jestliže je při růstu trhliny zatížení P neměnné, uvolněná energie je dána plochou trojúhelníku OLQ. V druhém případě je během zatížení konstantní posuv V zatěžovaného bodu a energie je dána plochou trojúhelníku OLS [42].



Obrázek 4.3: Křivky zatížení vs. deformace: a) konstantní zatížení, b) konstantní posuv, podle [42]

Podmínku pro ztrátu stability trhliny je možné napsat ve tvaru 4.22, kdy hnací síla trhliny dosáhne své kritické hodnoty G_C (rovinná napjatost), resp. G_{IC} (rovinná deformace), která se nazývá lomová houževnatost [61, 42].

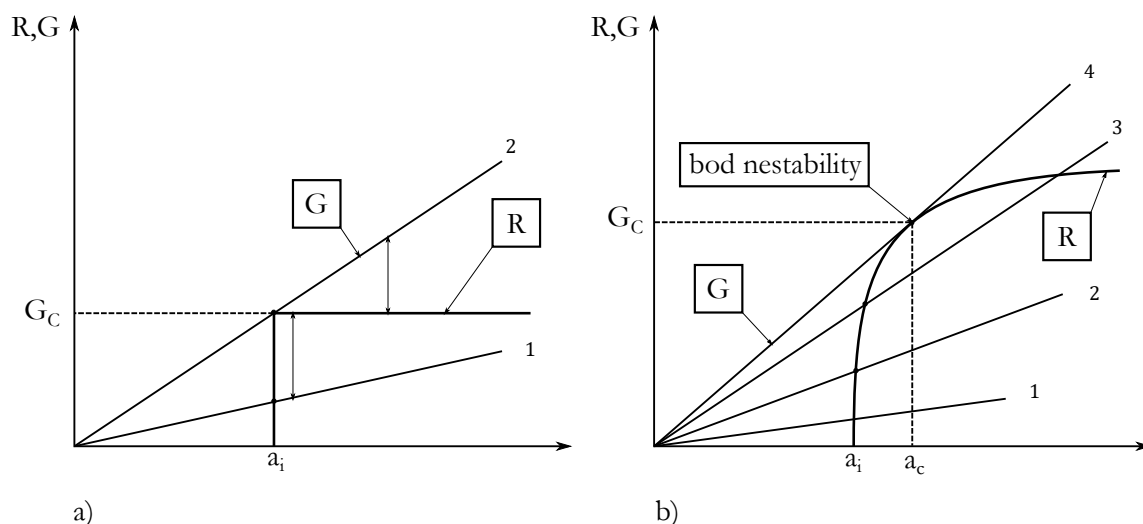
$$G = R = G_C \quad \text{resp.} \quad G = R = G_{IC} \quad (4.22)$$

Riceův J -integrál je lze považovat jako zobecnění rychlosti uvolňování deformační energie G . Tento integrál je nezávislý na cestě a používá se jako míra lomové houževnatosti v přítomnosti rozsáhlé plasticity [42].

Rozlišení stabilního a nestabilního růstu trhliny závisí na tom, jak se bude měnit hnací síla trhliny G a odpor růstu trhliny R v závislosti na změně velikosti trhliny. Na obrázku 4.4 jsou znázorněny průběhy těchto veličin dvou materiálů pro nekonečnou taženou stěnu s centrální trhlinou. Při konstantním napětí hnací síla lineárně roste s délkou trhliny [61].

V prvním případě se jedná o ideálně křehký materiál, kdy je odpor proti růstu trhliny konstantní a nezávislý na nárůstu trhliny. Blíží se mu i případy, kdy lze hovořit v oblasti čela trhliny o stavu rovinné deformace. Trhlina zůstává stabilní, je-li zatížení na úrovni namáhání σ_1 . K iniciaci nestabilního růstu trhliny dojde při zatížení, které odpovídá napětí σ_2 . Druhý případ popisuje materiál s větší plastifikací u čela trhliny a případy rovinné napjatosti. Odpor proti růstu trhliny má vzrůstající charakter. V případě zatížení odpovídajícímu napětí σ_2 dojde k malému stabilnímu nárůstu trhliny, neboť platí $G = R$ a současně rovnice 4.23. Stabilní růst nastává i při zatížení odpovídajícímu napětí σ_3 .

$$\frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da} \quad (4.23)$$

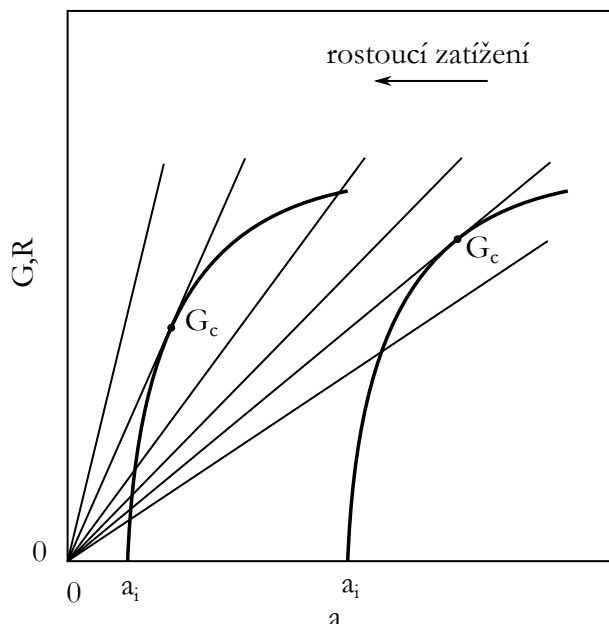


Obrázek 4.4: Odpor proti růstu trhliny (R-křivky), podle [61]

Nestabilní růst nastává, když je přímka hnací síly trhliny tečnou ke křivce odporu proti růstu trhliny. Tomuto zatížení odpovídá napětí σ_4 . V tomto případě platí vztah 4.24.

$$\frac{dG}{da} > \frac{dR}{da} \quad (4.24)$$

Pro určitou tloušťku tělesa lze předpokládat, že tvar R-křivky je nezávislý na počáteční délce trhliny. Tato skutečnost je znázorněna na obr. 4.5. Pokud se počáteční délka trhliny změní, je jasné, že k porušení stability může dojít při jiné hodnotě G , jak plyne z obrázku. Hodnota G_c , tedy hodnota, kdy dojde ke ztrátě stability trhliny, závisí na počáteční délce trhliny.

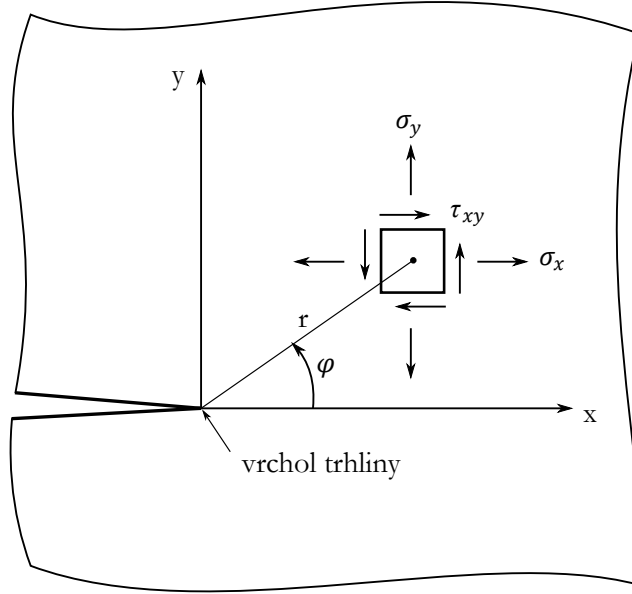


Obrázek 4.5: R-křivky pro obecný případ tenké desky, podle [42]

4.1.4 Faktor intenzity napětí

Koncepce součinitele intenzity napětí je nejrozšířenější a nejpropracovanější koncepcí. Využívá se při statické, ale i dynamické iniciaci trhliny, při jednosměrném i cyklickém zatěžování [61].

Koncepce faktoru intenzity napětí má původ v dvojdimenzionální lineární elastické analýze napětí trhlín. Je ústřední teorií lineární elastické lomové mechaniky. Běžné označení polohy bodu vzhledem k vrcholu trhliny a napětí v tomto bodě je zobrazeno na obrázku 4.6. Počátek souřadného systému je ve vrcholu trhliny, osa z je kolmo k rovině x – y [42].



Obrázek 4.6: Souřadnice ve vrcholu trhliny a složky pole napětí, podle [42]

Analýza napětí v okolí trhliny využívá metod elastické analýzy, předpokládají se malá poměrná a úhlová přetvoření a musí být splněny podmínky rovnováhy 4.25, 4.26 a rovnice kompatibility 4.27.

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} = 0 \quad (4.25)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0 \quad (4.26)$$

$$\frac{\partial^2 \sigma_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \sigma_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \sigma_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \sigma_y}{\partial y^2} = 0 \quad (4.27)$$

V Airyho funkci napětí $F(x, y)$ jsou složky dány následující soustavou rovnic 4.28, která automaticky splňuje podmínky rovnováhy 4.25, 4.26 [42].

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad \tau_{xy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad (4.28)$$

Aby byla zajištěna spojitost musí se tyto funkce 4.28 dosadit do rovnice 4.27, což vede k podmínce 4.29, kterou lze zkráceně zapsat jako 4.30 [42].

$$\frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + \frac{2\partial^4 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = 0 \quad (4.29)$$

$$\nabla^4 F = 0 \quad (4.30)$$

Podmínka 4.30 říká, že Airyho funkce napětí $F(x, y)$ je biharmonická funkce. V roce 1966 Muschelišvili dokázal, že lze jakoukoli biharmonickou funkci $F(x, y)$ vyjádřit pomocí dvou holomorfních funkcí komplexní proměnné $z = x + iy$ [61].

Na jeho práci navázal Westegaard. Ten dokázal, že v řadě případů si lze vystačit při řešení rovinné úlohy pouze s jednou holomorfní funkcí komplexní proměnné. Tato funkce je svázána s Airyho funkcí určitým vztahem, který se liší pro módy I, II, III. Přehled výrazů pro jednotlivé módy je uveden v [61].

Nejvýznamnější je mód I, pro který Westegaard odvodil následující vztahy za předpokladu rovnoosé napjatosti v nekonečnu. Pro rovinnou napjatost u čela trhliny, kdy je $\sigma_z = 0$ platí rovnice 4.31, 4.32, 4.33. V rovině trhliny platí $\varphi = 0$ a rovnice přechází na tvar 4.34, 4.35.

$$\sigma_x = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left[1 - \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \sin \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \right] \quad (4.31)$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left[1 + \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \sin \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \right] \quad (4.32)$$

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cos \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \quad (4.33)$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{\sigma}{\sqrt{2\frac{r}{a}}} \quad (4.34)$$

$$\tau_{xy} = 0 \quad (4.35)$$

Pro rovinnou deformaci u čela trhliny, kde je $\varepsilon_z = 0$ platí rovnice 4.36, 4.37.

$$\sigma_z = \mu (\sigma_x + \sigma_y) \quad (4.36)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (4.37)$$

Pro rovinnou napjatost a rovinnou deformaci platí vztahy 4.38, 4.39 popisující posuvy u , v , kde G_s je modul pružnosti ve smyku. Pro rovinnou napjatost platí: $\kappa = \frac{3-\mu}{1+\mu}$, pro rovinnou deformaci: $\kappa = 3 - 4\mu$.

$$u = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{2G_s} \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) (\kappa - \cos \varphi) \quad (4.38)$$

$$v = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{2G_s} \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) (\kappa - \cos \varphi) \quad (4.39)$$

Vedle Westegaardova řešení pole napětí a deformací v oblasti trhliny existuje ještě jedno řešení - Williamsova napěťová funkce, neboli Williamsův rozvoj, který je zobecněnou formou Westegaardovy funkce. Složky tenzoru napětí v tělese s trhlinou jsou vyjádřeny ve tvaru nekonečné mocninné řady [61, 42].

Z Westegaardova a Williamsova řešení vyplývá, že složky napětí ve vrcholu trhliny $r = 0$ jsou singulární, jedná se o tzv. $\frac{1}{\sqrt{r}}$ singularitu. Napětí u kořene trhliny není vhodným parametrem pro popis podmínek stability a růstu trhliny. Intenzita singularity napětí je dána faktorem $\sqrt{\pi a}$ [16]. Faktor intenzity napětí je první člen v řadě Williamsova rozvoje

pole elastických napětí ve vrcholu trhliny [42]. Tuto veličinu definoval Irwin vztahem 4.40. Pro taženou stěnu s jednoosou nebo dvouosou napjatostí přechází na tvar 4.41. Rozměr součinitele intenzity napětí je $\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ nebo $\text{N} \cdot \text{mm}^{\frac{-3}{2}}$ [61].

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_y(r, 0) \quad (4.40)$$

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (4.41)$$

Součinitel intenzity napětí definuje amplitudu singularity u čela trhliny a všechna napětí a deformace v blízkosti čela trhliny se mění v závislosti na něm [61].

Pro napětí v rovině, která jsou stejná pro rovinnou napjatost i deformaci, platí vztahy 4.42, 4.43, 4.44. Rovinné posuvy u , v jsou pro rovinnou deformaci dány vztahy 4.45, 4.46 a pro rovinnou napjatost vztahy 4.47, 4.48 [42].

$$\sigma_x = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \sin\left(\frac{3\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.42)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \sin\left(\frac{3\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.43)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \quad (4.44)$$

$$u = \frac{K(1+\mu)}{E} \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[1 - 2\mu + \sin^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.45)$$

$$v = \frac{K(1+\mu)}{E} \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[2 - 2\mu + \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.46)$$

$$u = \frac{K(1+\mu)}{E} \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[\frac{(1-\mu)}{(1+\mu)} + \sin^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.47)$$

$$v = \frac{K(1+\mu)}{E} \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \left[\frac{2}{(1+\mu)} - \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)\right] \quad (4.48)$$

Řešení faktoru intenzity napětí jsou pro velké množství konfigurací, včetně zkušebních vzorků dostupné v [42]. Hodnota K-faktoru závisí zejména na způsobu zatěžování, velikosti vnějšího zatížení, okrajových podmínkách, tvaru a rozměru trhliny a porušovaného tělesa, elastických konstantách materiálu apod [22].

Faktor intenzity napětí K je nejčastěji používaným lomově mechanickým parametrem a spadá do napětové koncepce. V závislosti na příčině růstu trhliny se rozlišuje několik kritických hodnot tohoto parametru [23].

- V případě *křehkého lomu* je kritickou hodnotou lomová houževnatost K_c . Dosáhne-li faktor intenzity napětí K hodnoty K_c , trhlina ztrácí stabilitu.
- V případě *únavového procesu* je řídicím parametrem rozkmit faktoru intenzity napětí $\Delta K = K_{max} - K_{min}$. Kritickou hodnotou, při které dochází ke stabilnímu, únavovému šíření trhliny, je prahová hodnota rozkmitu ΔK_p (ΔK_{th}).
- U *korozního praskání* se kombinuje vliv mechanického namáhání a chemických procesů. Mezní hodnota faktoru intenzity napětí je K_{SCC} (resp. K_{EAC}), který závisí na vlastnostech sledovaného materiálu a prostředí.

Vlastnosti materiálů se obvykle popisují pomocí K než pomocí rychlosti uvolňování deformační energie G . Mezi faktorem intenzity napětí K a rychlostí uvolňování deformační energie G existují jednoduché vztahy 4.49 pro rovinnou deformaci, 4.50 pro rovinnou napjatost, kde μ je Poissonovo číslo [42].

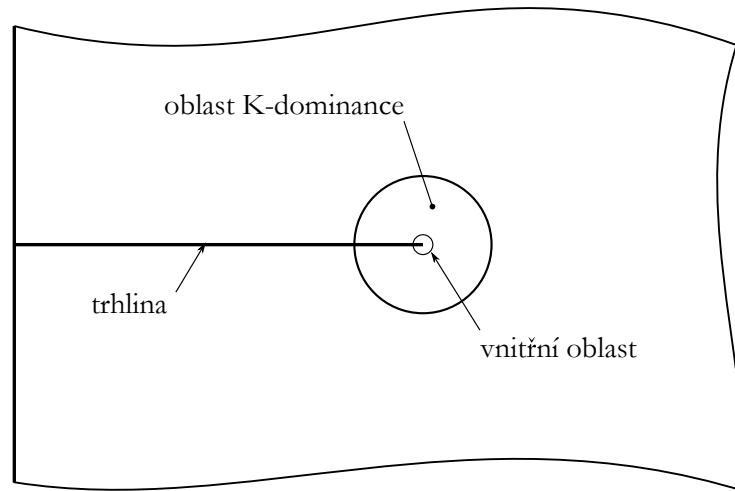
$$K = \left[\frac{GE}{1 - \mu^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.49)$$

$$K = (GE)^{\frac{1}{2}} \quad (4.50)$$

Součinitel intenzity napětí lze využít i k popisu pole elastických napětí v okolí ostrých vrubů vyrobených obráběním. Pomocí faktoru intenzity napětí lze tedy analyzovat testy na vzorcích s ostrými vruby. Pole elastických napětí se v určitých detailech podobají polím v okolí vrcholů trhlin. Tato elastická napětí v okolí vrcholu ostrého vrubu ($r = 0$) lze popsat součinitelem intenzity napětí, pokud úhel otevření vrubu má velikost do 30° [42].

4.1.5 Podmínky platnosti LELM

Zanedbání kontroly, jestli se nevyskytují plastické deformace většího rozsahu je závažnou chybou při použití lineární elastické lomové mechaniky. Faktor intenzity napětí poskytuje vhodný popis pole napětí v okolí vrcholu trhliny až do vzdálenosti $a/10$ od vrcholu trhliny. V okolí trhliny je porušen předpoklad malých posuvů a deformací, ale jedná se pouze o malou vnitřní oblast (obr. 4.7) a obecný charakter okolí vrcholu trhliny s převažujícím vlivem K faktoru tím není ovlivněn [42].



Obrázek 4.7: Oblast K -dominance, podle [42]

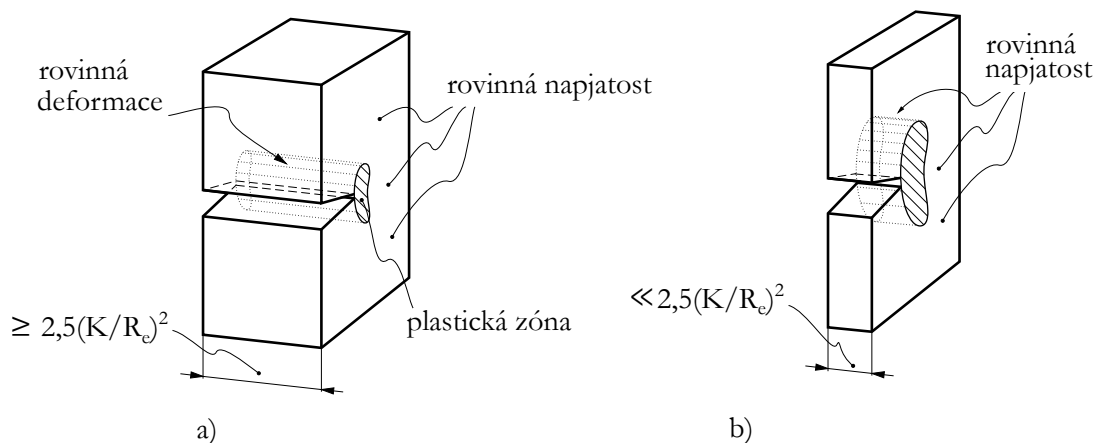
Nelinearity malých rozsahů vyvolané trvalou plastickou deformací okolí čela trhliny, vnitřním (zbytkovým) napětím, mikrostrukturní nehomogenitou, nerovností povrchu trhliny, skutečným průběhem lomu atd. nemají vliv na obecný charakter pole napětí ve vrcholu trhliny, pokud se vyskytují v oblasti malého rozsahu [42].

Pokud se plastické deformace vyskytují ve větším rozsahu, než je dovoleno, koncepce LELM neposkytují vhodný popis pole napětí v okolí vrcholu trhliny a je třeba použít některou z koncepcí elasto-plastické lomové mechaniky [61].

Jeden z prvních postupů, který dodnes poskytuje nějaké orientační posouzení je zjišťování, zda nominální napětí v nejmenším průřezu nepřekračuje $0,8R_e$ [42].

Plastická zóna malého rozsahu v oblasti velkých napětí na vrcholu trhliny vede k formulacím rovinné deformace a rovinné napjatosti v přítomnosti trhliny. Relaxace napětí v plastické zóně vede k tomu, že kvůli zachování rovnováhy narůstají napětí mimo plastickou zónu a roste i efektivní délka trhliny. Tuto skutečnost zkoumal Irwin [42].

U tzv. „tlustých desek“ s trhlinou, desek s tloušťkou $B \geq 2,5 \left(\frac{K}{R_e}\right)^2$, je převážná část desky ve stavu rovinné napjatosti, avšak vysoce napjatý materiál v blízkosti vrcholu trhliny je svírán méně napjatým okolním materiálem a na vrcholu trhliny uvnitř materiálu vznikají napětí působící ve směru tloušťky desky a vzniká tam rovinná deformace [42].



Obrázek 4.8: Označení pro stav napjatosti v desce s trhlinou: a) rovinná deformace, b) rovinná napjatost [42]

V případě tzv. „tenkých desek“, desek s tloušťkou $B \ll 2,5 \left(\frac{K}{R_e}\right)^2$, je plastická zóna na vrcholu trhliny srovnatelná s tloušťkou a v rovinách skloněných pod úhlem 45° může dojít k plastifikaci. Dojde k uvolnění napětí po tloušťce tělesa a celá deska se dostane do stavu rovinné napjatosti [42]. Stavy napjatosti v desce s trhlinou jsou znázorněny na obrázku 4.8.

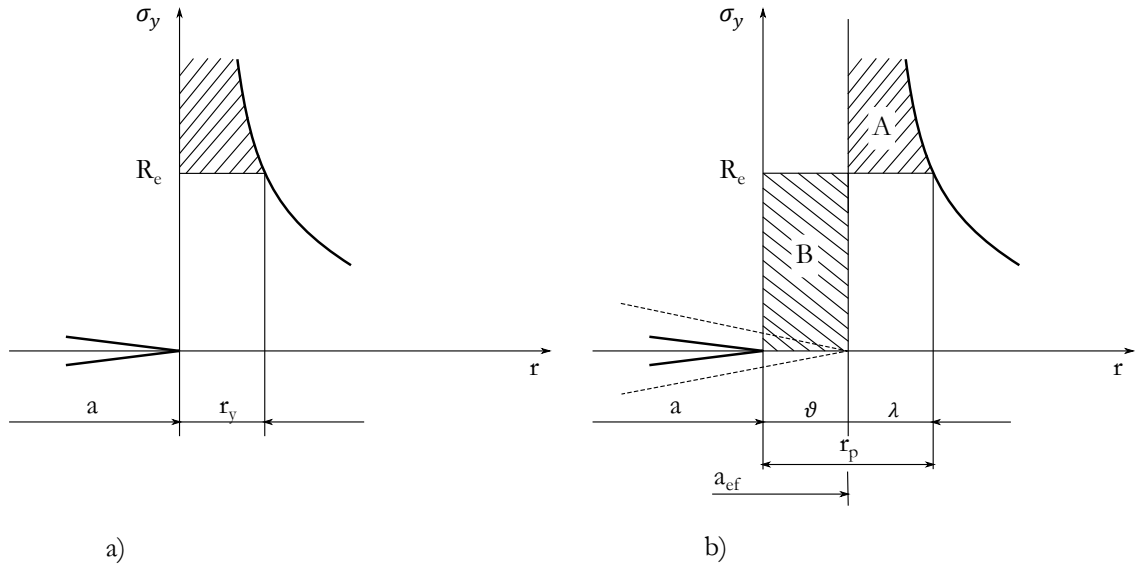
Pro odhad velikosti plastické zóny existují dva přístupy: bez uvažování redistribuce napětí a s uvažováním redistribuce napětí (viz obr. 4.9). V případě řešení bez uvažování redistribuce napětí je velikost plastické zóny v kořeni trhliny r_y vyjádřena rovnicí 4.51 pro rovinnou napjatost, nebo 4.52 pro rovinnou deformaci. Výraz později upravil Irwin na tvar 4.53, který lépe odpovídá skutečnosti [61].

$$(r_y)_{RN} = \frac{a}{2} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (4.51)$$

$$(r_y)_{RD} = \frac{a}{18} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{18\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (4.52)$$

$$(r_y)_{RD-Irwin} = \frac{a}{6} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (4.53)$$

V případě řešení s uvažováním redistribuce napětí se předpokládá, že v důsledku plastifikace materiálu před čelem trhliny dojde k otupení čela trhliny a k přerozdělení napětí



Obrázek 4.9: a) Řešení bez redistribuce napětí, b) řešení s redistribucí napětí, podle [61]

v této oblasti. Pro zjednodušení se předpokládá stejný průběh napětí jako v prvním případě, ale je posunutý o ϑ . Tyto poznatky vedly Irwina k návrhu zahrnout vliv plastifikace do zvětšení velikosti trhliny na její efektivní hodnotu $a_{ef} = a + \vartheta$, kde vzdálenost ϑ se získá z rovnosti vyšrafovaných ploch A a B. Pro $\vartheta \ll a$ se dostane $\vartheta = r_y$, přičemž $\lambda = r_y$. Pro velikost plastické zóny r_p při uvažování redistribuce napětí platí vztah 4.54 pro rovinnou napjatost, nebo rovnice 4.55 pro rovinnou deformaci [61].

$$(r_p)_{RN} = \vartheta + \lambda = 2(r_y)_{RN} = a \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (4.54)$$

$$(r_p)_{RD} = \frac{1}{3} (r_p)_{RN} = \frac{a}{3} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (4.55)$$

4.2 Zobecněná lomová mechanika vrubů

Lomová mechanika se tedy obecně zabývá chováním těles s trhlínami. Nicméně podobně, jako se chovají tělesa s trhlínami, chovají se i tělesa s vruby. Vruby jsou koncentrátoři napětí. Ostré vruby (s poloměrem zaoblení vrcholu vrubu jdoucím k nule) jsou dokonce singulárními koncentrátoři napětí (napětí ve vrcholu vrubu jde teoreticky k nekonečným hodnotám) [65]. Tedy jde o situaci stejnou jako v případě trhliny, v jejíž vrcholu je napětí také teoreticky nekonečně velké.

Tento fakt je důvodem, proč se v posledních letech vyvíjela tzv. zobecněná lomová mechanika popisující vznik trhlín v singulárních koncentrátorech napětí (ostré vruby, trhliny na rozhraní dvou materiálů, bi-materiálové vruby, ostré materiálové inkluze atd.) [20, 44, 19].

Ukázalo se však, že na rozdíl od klasické lineárně elastické lomové mechaniky trhlín je v zobecněné lineárně elastické lomové mechanice vrubů nutný parametr popisující vznik a šíření trhliny (lomová houževnatost K_{Ic} , případně prahová hodnota pro šíření únavových trhlín ΔK_{Ith}) přepočítat pomocí tzv. řídicí veličiny [18]. Touto veličinou bývá nejčastěji otevírací napětí, případně hustota deformační energie ve vrcholu vrubu. Navíc je vždy

nutné tuto řídicí veličinu vyhodnocovat v nějaké vzdálenosti, nebo v nějaké oblasti před vrcholem vrubu. Takto se postupně formovala konečná lomová mechanika (Finite fracture mechanics - FFM), která předpokládá, že v koncentrátoru napětí vznikne vždy trhlina konečné velikosti, a to při současném překročení podmínek pevnosti a houževnatosti [64, 28]. Paralelně vznikla tzv. teorie kritických vzdáleností (The theory of critical distances - TCD), která předpokládá, že lom tělesa s koncentrátorem napětí je možno předpovědět z informace o elastickém napětí v kritické vzdálenosti (případně v kritické oblasti) před vrcholem vrubu [56]. Přístupy konečné lomové mechaniky, teorie kritických vzdáleností i kritických řídicích veličin se vzájemně prolínají a doplňují.

Výše uvedené postupy by měly relativně spolehlivě platit pro singulární koncentrátoři napětí. Pro nesusingulární koncentrátoři, u nichž maximální napětí má konečnou velikost, by platit také mohly a postupně se i pro tyto případy ověřují. Jeden z těchto postupů bude ověřován v této práci pro případ zaoblených vrubů. Postup, který bude použit pro vyhodnocení vlivu vrubů, vychází z myšlenek teorie kritických vzdáleností. Nicméně povede k popisu vlivu vrubů se zaoblením ve vrcholu na únavovou životnost, s čímž běžná lomová mechanika nepočítá. Lomová mechanika (včetně teorie kritických vzdáleností) se spíše věnuje posouzení, zda trhlina vznikne, nebo nikoli. Věnuje se tedy „stabilitě vrubů“.

4.2.1 Konečná lomová mechanika

Pod pojmem konečná lomová mechanika lze rozumět skupinu teorií, které používají určitý konečný délkový parametr k předpovědi vlivu vrubů a jiných koncentrátorů napětí na iniciaci trhliny a tím i životnost těles. Do této skupiny patří zejména následující dva přístupy: konečná lomová mechanika - sdružené kritérium (Finite fracture mechanics - Coupled criterion) a teorie kritických vzdáleností (TCD). Dále sem lze zařadit metodu fiktivní trhliny a modely kohezních zón. Nejznámějším zástupcem teorie kritických vzdáleností je především bodová a liniová metoda. Metod založených na konečném délkovém parametru existuje několik, v této kapitole budou zmíněny jen některé z nich. Všechny tyto metody dávají podobné výsledky, jsou postupně rozvíjeny a aplikovány různými autory a jejich srovnání je v současné době předmětem výzkumu. Tyto teorie byly ověřovány v různých oblastech zatížení, avšak v režimu gigacyklové únavy není tato problematika dostatečně prozkoumána.

Konečná lomová mechanika - sdružené kritérium

Jelikož iniciace trhlín ve vrubech v křehkých materiálech není dostatečně popsána pomocí klasické lomové mechaniky, vznikla konečná lomová mechanika. Klasická lomová mechanika je omezena na růst již existujících trhlín. Konečná lomová mechanika předpokládá, že se nová trhlina konečné délky objeví za velmi krátký čas a není možné sledovat historii jejího vývoje, trhlina roste po konečných krocích [10]. Tato formace trhliny konečné délky je studována pomocí speciálních kritérií. Tato kritéria lze jednotně zahrnout pod pojem sdružená kritéria (Coupled criteria) [64].

Po roce 2000 vzniklo sdružené napěťové a energetické kritérium pro křehký lom, se kterým přišel Leguillon [28]. Toto kritérium určuje kritické zatížení a odpovídající konečné velikosti trhliny. Sdružené kritérium poskytuje všeobecnou analýzu libovolného koncentrátoru napětí ve vhodných křehkých materiálech a za posledních 20 let bylo použito pro formulaci lomových kritérií mnoha inženýrských problémů.

Metody konečné lomové mechaniky lze aplikovat na singulární i nesusingulární koncentrátoři napětí. Lze je použít pro vyhodnocování chování těles s V-vrby, bi-materiálovými vrby, U-vrby a dírami [10, 9].

Sdružené kritérium a jeho variace byly úspěšně aplikovány pro předpověď iniciace trhliny v křehkých materiálech (polymery, sklo, grafit, uhlík, keramika, sádra, beton, skála). Výsledky byly srovnávány s experimentálními daty.

Pro platnost tohoto kritéria musí být splněny dvě podmínky. Sdružené kritérium nevychází z mikroskopických mechanismů pro předpověď nukleace trhliny, vychází ze zákona zachování energie a maximálního únosného napětí před lomem.

První podmínka je napěťová a říká, že celý povrch trhliny musí být přetížen před iniciací trhliny. Při použití vhodně vybrané funkce, např. max. hlavního napětí, bude mít podmínka pro tvorbu trhliny konečné velikosti ΔA s povrchem $\Omega_c(\Delta A)$ tvar 4.56, kde σ_f je pevnost materiálu [64].

$$f(\sigma_{ij}(x)) \geq \sigma_f, \forall x \in \Omega_c \quad (4.56)$$

Druhá nezbytná podmínka je energetická, která se obdrží z úvahy o změně celkové potenciální energie během vzniku trhliny. Ze zákona zachování energie vyplývá rovnice 4.57, kde $\Delta\Pi$ je změna potenciální energie mezi stavy s trhlinou a bez, ΔE_k je změna kinetické energie a $G_c\Delta A$ je disipovaná energie k vytvoření trhliny s povrchem ΔA . G_c je lomová houževnatost. Tato rovnice vede na druhou energetickou podmínku 4.58 pro tvorbu trhlín konečných velikostí [64].

$$\Delta\Pi + \Delta E_k + G_c\Delta A = 0 \quad (4.57)$$

$$-\frac{\Delta\Pi(\Delta A)}{\Delta A} \geq G_c \quad (4.58)$$

Při řešení se omezuje na 2D problémy, proto platí $\Delta A = t\Delta a$, kde t je tloušťka struktury a Δa je délka trhliny [64]. Tento parametr délky představuje kritický parametr této metody.

Energetická podmínka může být vyjádřena pomocí součinitele intenzity napětí vztaženého k jeho kritické hodnotě, lomové houževnatosti K_c , pro mód I platí podmínka 4.59.

$$\frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} K_I(\tilde{a})^2 d\tilde{a} \geq K_{Ic}^2 \quad (4.59)$$

Napěťová podmínka dává dobré výsledky pouze pro tělesa bez trhlín, zatímco energetická podmínka funguje dobře pouze pro tělesa s dostatečně velkou trhlinou. V jiných případech kritéria nedávají rozumné výsledky. Napěťové kritérium dává nulové zatížení pro těleso s trhlinou, energetické zase dává nekonečně velké zatížení pro těleso bez trhliny, faktor intenzity napětí je při absenci trhliny nulový. Aby kritéria dobře fungovala např. pro krátké trhliny, tupé trhliny nebo ostré vruby, musí být sdružena [10].

Obě podmínky 4.56 a 4.58 musí platit současně, což vede na dostačující podmínku pro iniciaci trhliny konečné velikosti, tzv. sdružené kritérium (napětí a energie), které má tvar 4.60. Tomuto kritériu se někdy říká hybridní. \bar{G} je průměrná rychlost uvolňované energie, pro kterou platí rovnice 4.61 [64].

$$f(\sigma_{ij}(x)) \geq \sigma_f, \forall x \in \Omega_c(\Delta a) \wedge \bar{G}(\Delta a) \geq G_c \quad (4.60)$$

$$\bar{G} = \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} G(\tilde{a}) d\tilde{a} \quad (4.61)$$

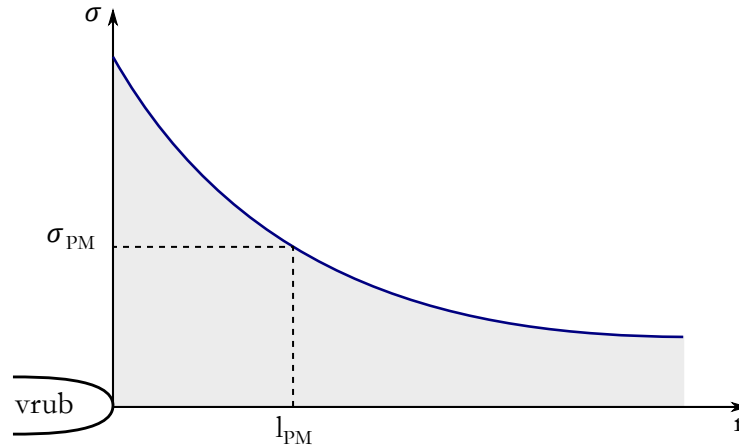
Cornetti a kolektiv [11] navrhli kritérium, které bere v úvahu průměrné napětí na povrchu trhliny před tvorbou trhliny. To má tvar 4.62. Tato varianta kritéria bude uvedena jako liniová metoda, zatímco rovnice 4.60 představuje bodovou metodu.

$$\frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} f(\sigma_{ij}(\tilde{x})) d\tilde{x} \geq \sigma_f \wedge \bar{G}(\Delta a) \geq G_c \quad (4.62)$$

Napěťová podmínka přináší horní mez zatížení přípustné délky trhliny a energetická podmínka spodní mez, kterou je třeba překonat. Zatížení, při kterém dojde k iniciaci trhliny se získá tak, že tyto meze splynou. Jedná se o optimalizační problém a hledá se napětí, které splní obě podmínky pro všechny zvažované konfigurace trhlín. Tento optimalizační problém odvozený ze sdruženého kritéria má dva volné parametry - zatížení a konečnou konfiguraci trhliny. Řešením optimalizačního problému je kritické lomové zatížení a s ním spojená konečná délka přírůstku trhliny [64].

Teorie kritických vzdáleností - bodová metoda

Tradiční metody pro předpověď lomu součásti používají jeden z následujících dvou přístupů: i) lom se objeví, když maximální napětí v součásti dosáhne nějaké kritické hodnoty, ii) nebo když faktor intenzity napětí nabude kritické hodnoty K_c . Několik výzkumníků tento první přístup upravili tak, že namísto maximálního napětí v součásti používají napětí v bodě vzdáleném o určitou hodnotu od povrchu vrubu [57]. Bodová metoda (Point method, PM) tedy předpokládá, že napětí v určitém bodě vzdáleném od kořene vrubu o l_{PM} lze považovat za reprezentanta napěťového stavu (viz obr. 4.10). Jakmile toto napětí dosáhne dané kritické hodnoty, dojde k lomu součásti.

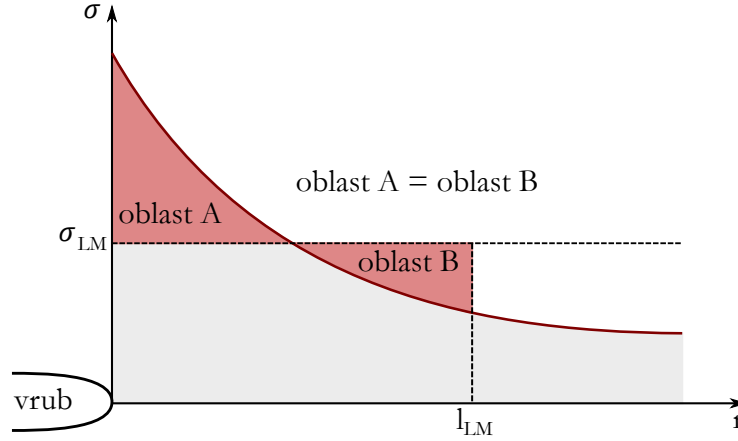


Obrázek 4.10: Kritická vzdálenost - bodová metoda (Point method), podle [30]

Teorie kritických vzdáleností - liniová metoda

Liniová metoda (Line method, LM) je velmi podobná bodové metodě, avšak bere průměrné napětí do vzdálenosti l_{LM} jako charakteristické napětí. Tedy reprezentant napěťového stavu je dán průměrnou hodnotou napětí σ_{LM} přes oblast od kořene vrubu po vzdálenost l_{LM} (viz obr. 4.11). Tato hodnota může být popsána vztahem 4.63. Obvykle se jedná o hlavní napětí v ose vzorku.

$$\sigma_{LM} = \frac{1}{l_{LM}} \int_0^{l_{LM}} \sigma dr \quad (4.63)$$



Obrázek 4.11: Kritická vzdálenost - liniová metoda (Line method), podle [30]

K těmto metodám (PM, LM) lze přistupovat několika způsoby. Tyto metody se používají pro vyhodnocení meze únavy vzorku s vrubem na základě znalosti meze únavy hladkého vzorku.

Existují studie, kde se délkový parametr l_0 určí na základě rovnice 4.64, kde σ_c je mez únavy a ΔK_{th} je prahová hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí [30].

Pro výpočet délkových parametrů pro PM a LM platí: $l_{PM} = l_0/2$, $l_{LM} = 2l_0$. Tento parametr l_0 také může reprezentovat délku trhliny a , která je kritickým parametrem ve sdruženém kritériu konečné lomové mechaniky [56].

$$l_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\sigma_c} \right) \quad (4.64)$$

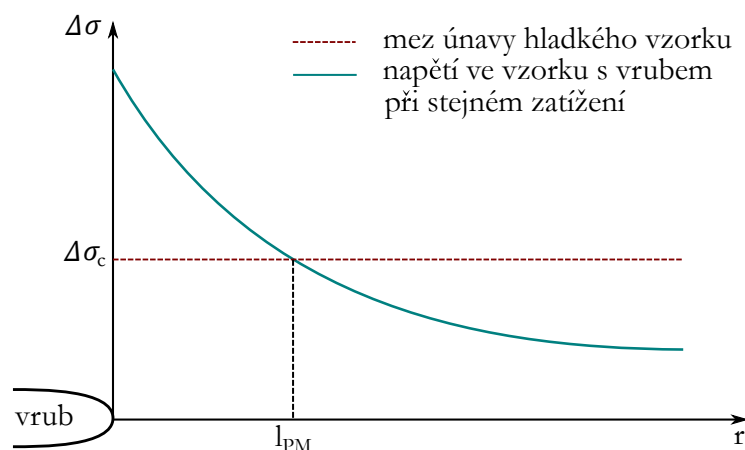
Několik dalších prací přichází s novými postupy pro výpočet tohoto kritického parametru [49, 47, 46, 15]. Srovnání jednotlivých způsobů výpočtu kritického parametru l_0 je uvedeno v [66].

Alternativním způsobem je vyhodnocení charakteristické délky pomocí distribuce napětí ve vrubovaném vzorku a meze únavy hladkého vzorku. Postup je zřejmý z obrázku 4.12, určuje se vzdálenost l_{PM}

Na TCD jde pohlížet i jiným způsobem. TCD říká, že dojde k porušení tělesa s vrubem, jestliže charakteristické napětí (tedy σ_{PM}, σ_{LM}), které je závislé na velikosti maximálního napětí a distribuci napětí v průřezu, dosáhne určité kritické hodnoty, kterou může být mez únavy hladkého tělesa. Při znalosti životnosti vrubovaného a hladkého vzorku se stejným minimálním průměrem lze vyhodnocovat tuto vzdálenost l a tento postup bude použit v kapitole 4.3 při vyhodnocování únavových křivek hladkého a vrubovaného vzorku.

Velikost kritické vzdálenosti použité v předešlých metodách je materiálovou charakteristikou a druh a velikost koncentrátoru napětí by na ni nemělo mít tak zásadní vliv [59, 51]. Ovlivněna je však součinitelem asymetrie R (rovn. 2.1) [51].

První postupy podobné teorii kritických vzdáleností pro předpověď meze únavy byly už prezentovány v minulém století, ale nebyly tak pojmenovány.



Obrázek 4.12: Určení kritické vzdálenosti pomocí meze únavy hladkého vzorku a napětí ve vzorku s vrubem při stejném zatížení, podle [30]

Uvedené modely založené na teorii kritických vzdáleností vycházejí z již dávno objevených vztahů, avšak k jejich rozvoji pomohly numerické simulace. Základy vyhodnocování vlivu vrubů při únavovém zatěžování vychází z prvních analytických modelů, mezi které patří Petersonův model (kap. 3.1.3) a Neuberův model (kap. 3.1.4).

Prakticky se dá říci, že Neuber formuloval základy liniové metody a Peterson bodové metody, avšak v té době nebyli schopni precizně popsat lineárně elastické napětové pole v okolí vrubu. V dnešní době se rozložení napětí určuje numericky metodou konečných prvků, ale v té době se používaly spíše analytické nástroje [51]. Tyto starší modely byly tedy postupně ožívány moderními metodami, na těchto studiích se nezávisle podílel Tanaka [55], Lazzarin se spolupracovníky [4, 26] a Taylor [58].

Modely kohezní zóny

Vedle sdruženého kritéria (napětí, energie) a TCD existuje další metoda pro analýzu iniciace trhliny a analýzu křehkého lomu v koncentrátorech napětí a to model kohezní zóny (Cohesive zone models, CZM).

Degradační zákon popisuje poškození procesní zóny, které vede k nelineárnímu chování a vyžaduje speciální řešení, se kterým přichází CZM. CZM se široce užívá k popisu poškození rozhraní, podobně jako sdružené kritérium má dva volné parametry (kritické otevření trhliny a špičkové napětí). Zásadní rozdíl mezi sdruženým kritériem a CZM je, že sdružené kritérium požaduje řešení jedné nebo několika lineárních úloh, CZM řeší i nelineární problémy [64].

Metoda fiktivní trhliny

Metoda fiktivní trhliny (Imaginary crack method, ICM) vychází z představy o fiktivní trhlíně ve vrubu. K lomu dojde, když faktor intenzity napětí dosáhne své kritické hodnoty K_c (nebo v případě únavového zatěžování ΔK_{th}). Někteří vědci navrhují, že tato trhlina má opravdu fyzikální existenci, ale tato teorie vytváří teoretické víceznačnosti a všeobecně se předpokládá, že je trhlina imaginární. Délka této trhliny a představuje kritický parametr [56, 14, 38].

Mezi další metody, které jsou založeny na kritickém délkovém parametru patří Sihova koncepce hustoty deformační energie [49]. Nestabilní šíření trhliny nastane, jakmile hustota deformační energie dosáhne určité kritické hodnoty. Existuje také kritérium založené na průměrném otevíracím napětí před vrcholem trhliny. Průměrné napětí přes určitou vzdálenost od vrcholu vrubu je srovnáváno s průměrným napětí před vrcholem trhliny ve stejném materiálu. Pak je kritická hodnota tohoto průměrného napětí závislá na lomové houževnatosti K_{Ic} a po jejím překročení nastane lom [19]. Srovnání těchto kritérií pro různé metody určení kritických délkových parametrů je uvedeno v [66].

4.3 Aplikace postupů zobecněné lomové mechaniky na vyhodnocení únavové životnosti

V této kapitole je aplikována teorie kritických vzdáleností zaměřená na výpočet kritického délkového parametru určeného k vyhodnocování životnosti hladkého a vrubovaného vzorku. Jedná se o nalezení způsobu vyhodnocování S–N křivek hladkých a vrubovaných vzorků tak, aby byly tyto křivky životnosti identické. Použita je liniová metoda (LM) průměrující napětí přes určitou vzdálenost, která se nazývá kritická. Při znalosti této vzdálenosti je možno předpovědět životnost vrubované součásti pouze z dat naměřených na hladkých tělesech. Diplomová práce je zaměřena převážně na data získaná vysokofrekvenčním zatěžováním. Tato měření probíhají v rezonančním režimu, kdy první vlastní frekvence podélných kmitů vzorku musí být co nejblíže pracovní frekvenci 20 kHz. Z tohoto důvodu je nejprve na základě modální analýzy navržena geometrie obou vzorků - s vrubem a bez, se stejným minimálním průměrem. Poté je modelována harmonická analýza pro zjištění velikosti a rozložení osového napětí ve vzorcích při daném tvaru vzorku a při kmitání na dané frekvenci. Následně jsou vyhodnoceny křivky životnosti obou druhů vzorků v oblasti vysokofrekvenčního zatěžování, a to na základě nominálního a maximálního napětí ve vzorcích. Z vypočtených průběhů napětí po průřezu je určována kritická vzdálenost, tedy délkový parametr pro vyhodnocování napětí ve vzorku s vrubem, při kterém je životnost vzorku s vrubem stejná jako životnost hladkého vzorku.

Numerické výpočty jsou modelovány pomocí softwaru ANSYS Mechanical APDL, výsledky těchto výpočtů jsou následně zpracovány pomocí nástroje Matlab.

4.3.1 Použitý materiál

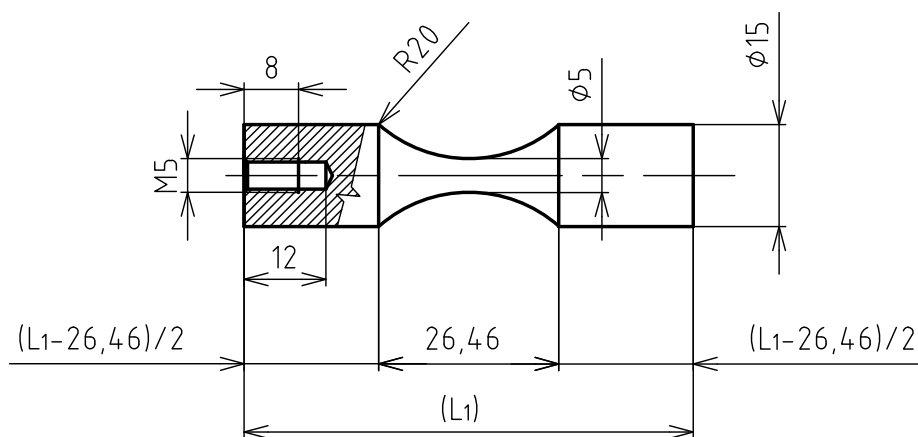
Pro výrobu vzorků je použita hliníková slitina AW7075, která je určená pro vysoce namáhané konstrukční díly. Její materiálové vlastnosti používané v numerickém výpočtu jsou uvedeny v tab. 4.1.

| | |
|--|------------------------|
| hustota ρ | 2800 kg/m ³ |
| Dynamický modul pružnosti v tahu E_d | 71,7 GPa |
| Poissonovo číslo μ | 0,33 |

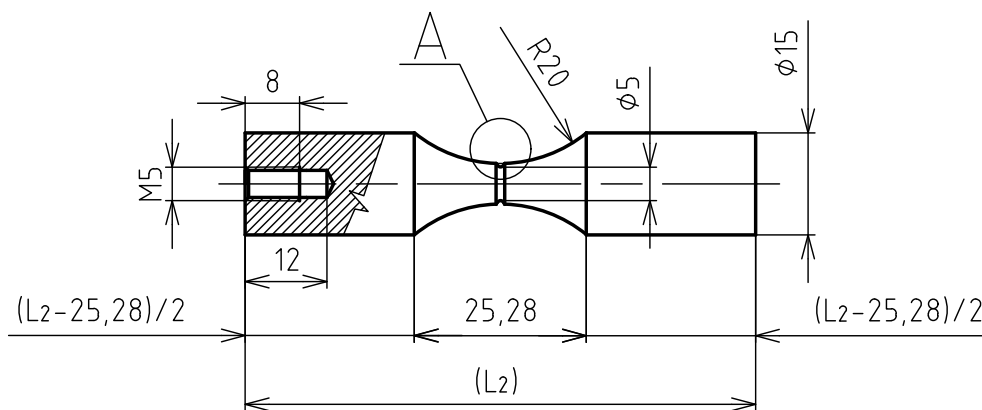
Tabulka 4.1: Materiálové vlastnosti hliníkové slitiny AW 7075

4.3.2 Modální analýza a parametry zkoušených vzorků

Podmínkou navrhovaných vzorků, určených k vysokofrekvenčnímu zatěžování, je, aby jejich vlastní frekvence podélných kmitů byla 20 kHz. Na základě předem zvolených parametrů vzorků a U-vrubu je vytvořena parametrizovatelná geometrie obou vzorků (vrubovaného i hladkého). Proměnnou veličinou je délka vzorku, která je postupně iteračně laděna tak, aby první vlastní frekvence vzorku odpovídala frekvenci longitudinálních kmitů 20 kHz. Geometrie vzorků jsou znázorněny na obr. 4.13, 4.14. Vrub má rádius 0,6 mm, hloubku 0,5 mm a jeho detail je znázorněn na obr. 4.15. Výrobní výkresy vrubovaného a hladkého vzorku, nakreslené podle zásad konstruování [53] a norem [52], jsou umístěny v příloze A.1, A.2.

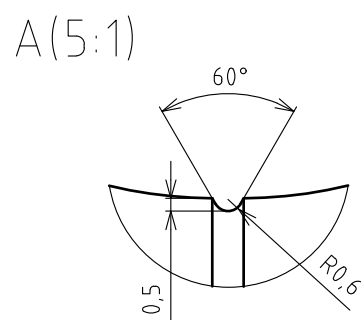


Obrázek 4.13: Hladký vzorek

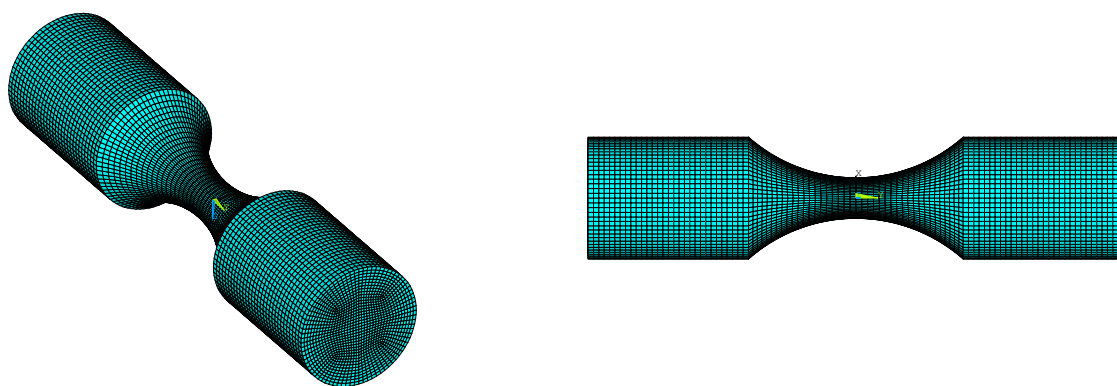


Obrázek 4.14: Vzorek s vrubem

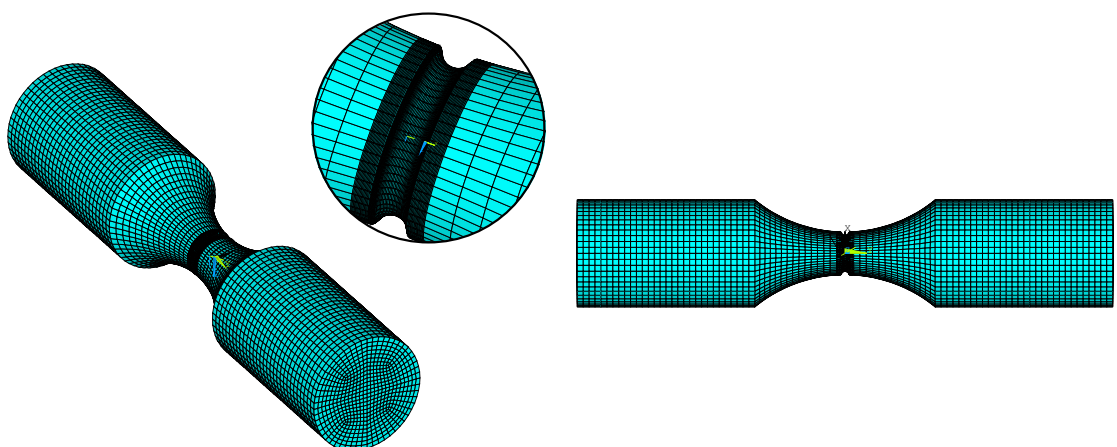
Při zkracování délky vzorku, jeho vlastní frekvence roste a naopak při prodloužení klesá. Prvotní návrh je vytvořen pomocí 3D geometrie, kde je možné pozorovat všechny tvary kmitů, avšak přesnější ladění délky je uskutečňováno pomocí rovinných modelů, které umožňují popsat průběh napětí po poloměru více prvků s nižší časovou náročností. Naladěné délky vzorků a jim odpovídající vlastní frekvence longitudinálních kmitů jsou uvedeny v tab. 4.2.



Obrázek 4.15: U vrub



Obrázek 4.16: Prostorový konečno-prvkový model hladkého vzorku

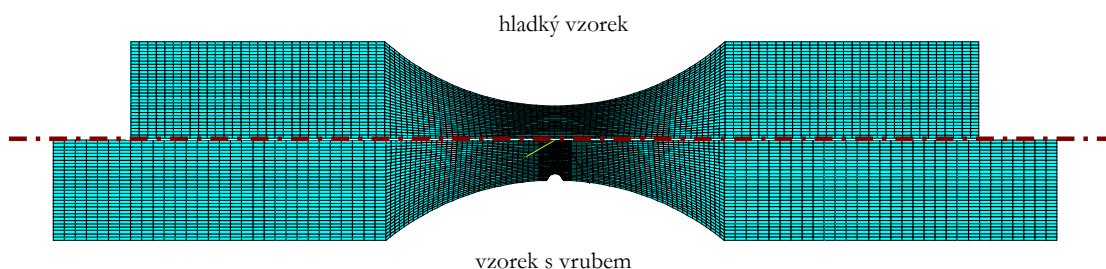


Obrázek 4.17: Prostorový konečno-prvkový model vzorku s vrubem

| | | |
|-----------------|-----------------------|--------------------------|
| hladký vzorek | $L_1 = 66 \text{ mm}$ | $f_1 = 20012 \text{ Hz}$ |
| vzorek s vrubem | $L_2 = 75 \text{ mm}$ | $f_2 = 20042 \text{ Hz}$ |

Tabulka 4.2: Naladěné rozměry vzorků a jim odpovídající vlastní frekvence

Pro tvorbu prostorových modelů jsou použity kvadratické prvky SOLID 186 a tyto modely jsou znázorněny na obr. 4.16 a 4.17. Rovinné modely na zpřesnění výpočtu jsou tvořeny kvadratickými prvky PLANE 183. Srovnání 2D modelů hladkého a vrubovaného vzorku je znázorněno na obr. 4.18.

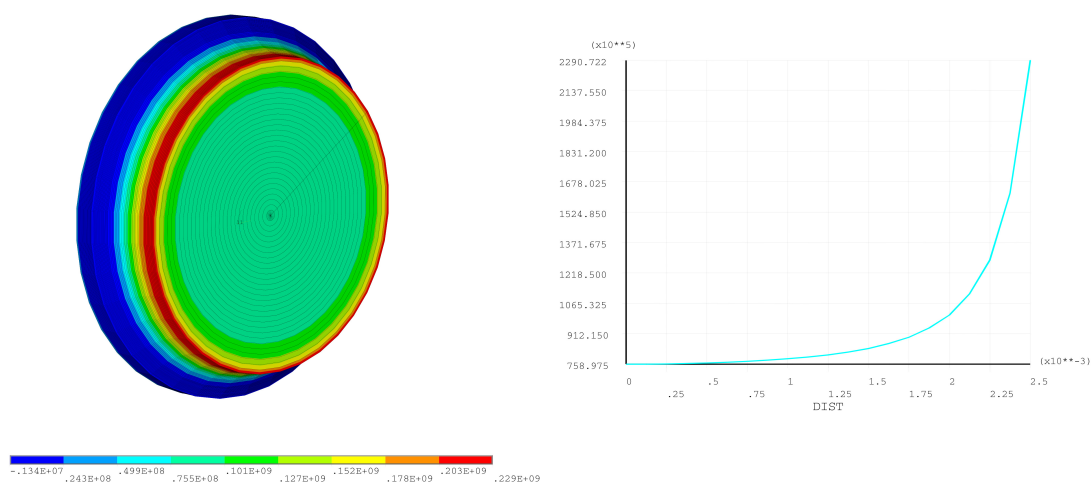


Obrázek 4.18: Srovnání MKP modelu hladkého vzorku a vzorku s vrubem

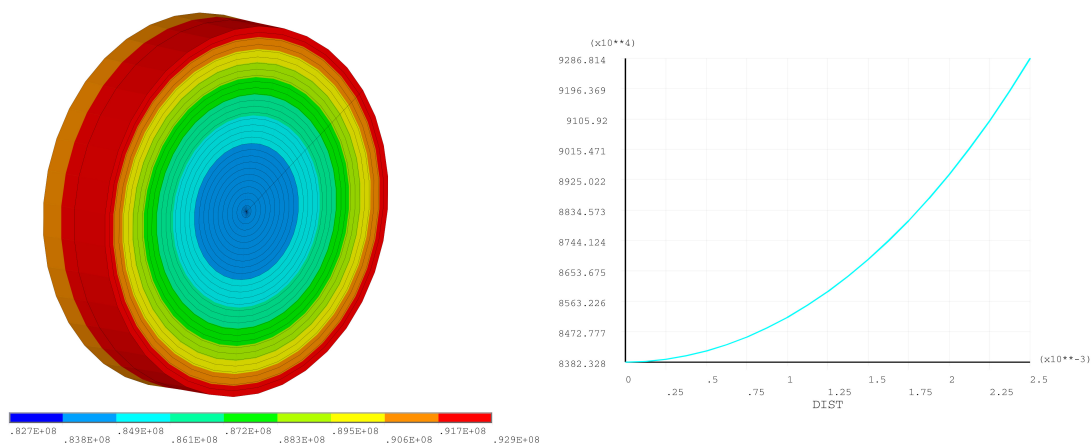
4.3.3 Harmonická analýza

Pro určení velikosti a rozložení napětí ve vzorku při daném vlastním tvaru vzorku na vypočítané rezonanční frekvenci se používá harmonická analýza. Nejvyšší napětí ve vzorku je v nejužším průřezu (jednak kvůli průřezu, ale hlavně také kvůli tvaru kmitu vzorku). Plochy konce vzorků jsou zatíženy posuvem $10 \cdot 10^{-6} \text{ m}$, a vlastní frekvencí, která byla spočtena v předchozí kapitole (viz tab. 4.2).

Následně jsou vykresleny průběhy osového napětí v průřezu vzorku pomocí předem definované cesty - od středu vzorku po povrch vrubu ve vzdálenosti R_1 . Tyto vypočtené průběhy jsou znázorněny na obr. 4.19, 4.20.

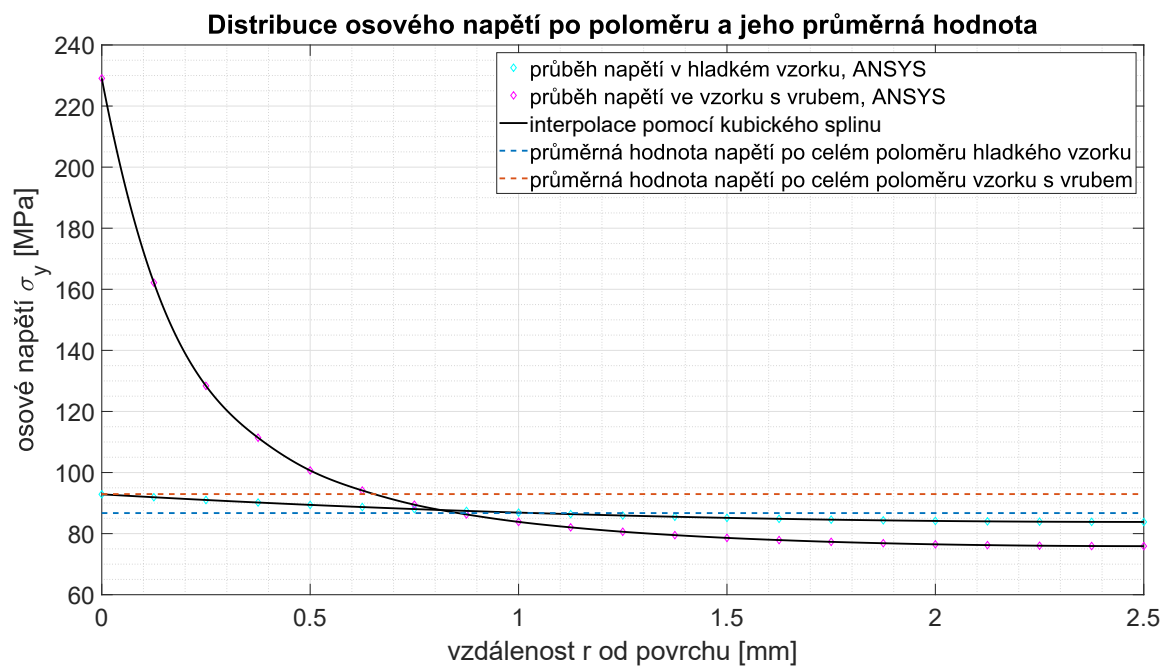


Obrázek 4.19: Průběh napětí v nejužším průřezu ve vzorku s vrubem



Obrázek 4.20: Průběh napětí v nejúžším průřezu v hladkém vzorku

Distribuce napětí byly importovány do softwaru MATLAB a jsou znázorněny na obr. 4.21. Tyto průběhy ze softwaru ANSYS jsou interpolovány pomocí kubického splinu, aby mohly být diskretizovány na více hodnot. V obrázku jsou znázorněny také průměrné hodnoty osových napětí hladkého a vrubovaného vzorku.



Obrázek 4.21: Distribuce osového napětí po poloměru a jeho průměrná hodnota

4.3.4 Faktor napětí

Faktor napětí (stress factor) se používá při testech gigacyklové únavy, tedy při rezonančním zatížení posuvy, a udává, jaké napětí se získá kmitáním $1 \mu\text{m}$. Obvykle se stanovuje pro hladký vzorek, kde je osově napětí teoreticky konstantní přes celý průřez. V případě vzorků s vrubem pak můžeme stanovit napěťový faktor průměrný nebo maximální. Průměrný faktor napětí $S_{f(avg)}$ se stanoví jako poměr průměrného napětí po průřezu a velikosti kmitů, která byla ve výpočtu stanovena $A = 10 \mu\text{m}$. Maximální faktor napětí $S_{f(max)}$ se stanoví jako poměr maximálního napětí na povrchu vzorku a velikosti kmitů. Vztahy pro výpočet faktoru napětí popisují rovnice 4.65, 4.66. Průměrné napětí po průřezu se získá integrací průběhu napětí (rov. 4.67), kde $R_1 = 2,5 \text{ mm}$. Hodnoty těchto faktorů pro studované vzorky jsou uvedeny v tabulce 4.3.

$$S_{f(avg)} = \frac{\sigma_{avg}}{A} \quad (4.65)$$

$$S_{f(max)} = \frac{\sigma_{max}}{A} \quad (4.66)$$

$$S_{avg} = \frac{1}{R_1} \int_0^{R_1} \sigma_y dr \quad (4.67)$$

| | $S_{f(avg)}$ | $S_{f(max)}$ |
|-----------------|---------------------------|----------------------------|
| hladký vzorek | 8,6725 MPa/ μm | 9,2868 MPa/ μm |
| vzorek s vrubem | 9,2945 MPa/ μm | 22,9072 MPa/ μm |

Tabulka 4.3: Faktory napětí

4.3.5 Součinitel tvaru

Ani u vzorku bez vrubu není napětí vlivem středového zúžení konstantní přes průřez, tato koncentrace napětí je ale v porovnání s koncentrací napětí u vrubovaného tělesa malá. Součinitele tvaru hladkého vzorku a vzorku s vrubem se vypočítají podle rovnice 4.68. Výsledky jsou uvedeny v tabulce 4.4.

$$\alpha = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{avg}} \quad (4.68)$$

| | α |
|-----------------|----------|
| hladký vzorek | 1,0708 |
| vzorek s vrubem | 2,4646 |

Tabulka 4.4: Součinitelé tvaru

4.3.6 Vyhodnocení S–N křivek

Ze zkoušek životnosti hladkých a vrubovaných vzorků při vysokofrekvenčním zatěžování byly vyhodnoceny únavové křivky. Data Wöhlerovy křivky včetně jejich aproximací jsou znázorněna na obr. 4.22. Data byla aproximována pomocí metody nejmenších čtverců a předpisy těchto křivek životnosti jsou popsány závislostmi 4.69, 4.70, 4.71 a 4.72. Jak bylo řečeno

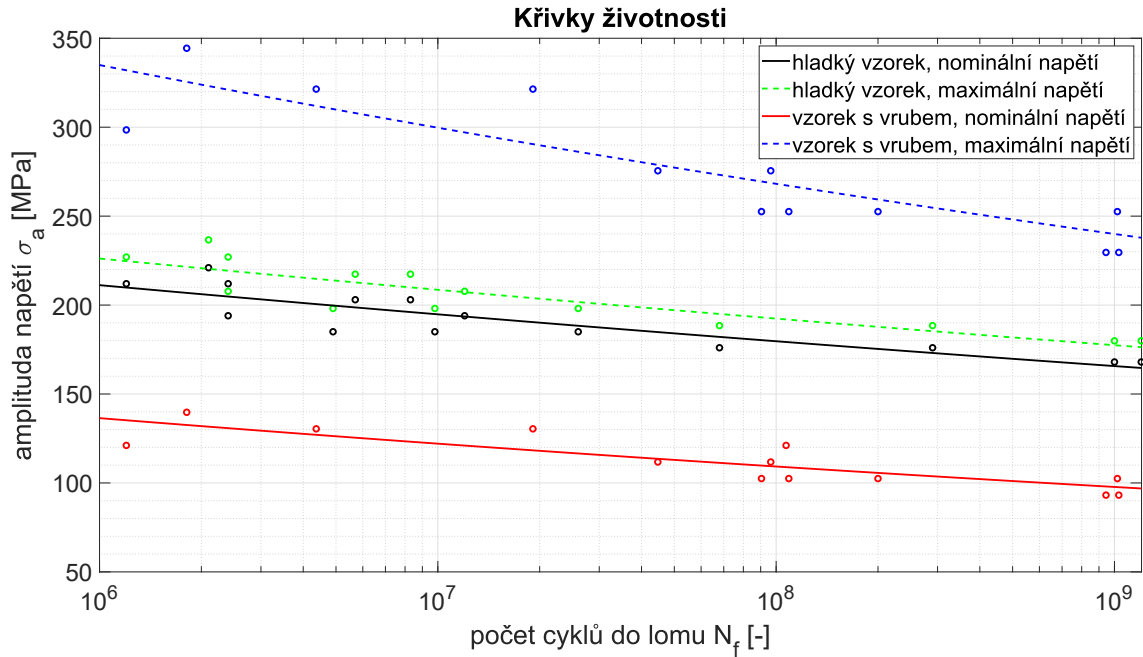
v úvodní kapitole, data ze zkoušek lze vyhodnocovat na základě nominálního napětí v průřezu vzorku, ale i podle maximálního dosaženého napětí ve vzorku, které se získá vynásobením křivky nominálních napětí σ_{nom} součinitelem tvaru α . Z grafu je patrné, že při vyhodnocování životnosti vzorků na základě nominálního napětí $\sigma_{a,nom}$ je životnost vzorků bez vrubu vyšší než životnost vzorků s vrubem. Avšak při vyhodnocování podle maximálního dosaženého napětí ve vzorku $\sigma_{a,max}$, které je na povrchu součásti, se jeví, že při stejné životnosti vzorek s vrubem vydrží vyšší maximální napětí v průřezu než vzorek bez vrubu.

$$\sigma_{a,nom}^{hladky} = 343,1 \cdot N_f^{-0,03512} \quad (4.69)$$

$$\sigma_{a,max}^{hladky} = 367,4 \cdot N_f^{-0,03512} \quad (4.70)$$

$$\sigma_{a,nom}^{vrub} = 265,8 \cdot N_f^{-0,04827} \quad (4.71)$$

$$\sigma_{a,max}^{vrub} = 652,5 \cdot N_f^{-0,04827} \quad (4.72)$$



Obrázek 4.22: Aproximace změřených bodů křivkami životnosti

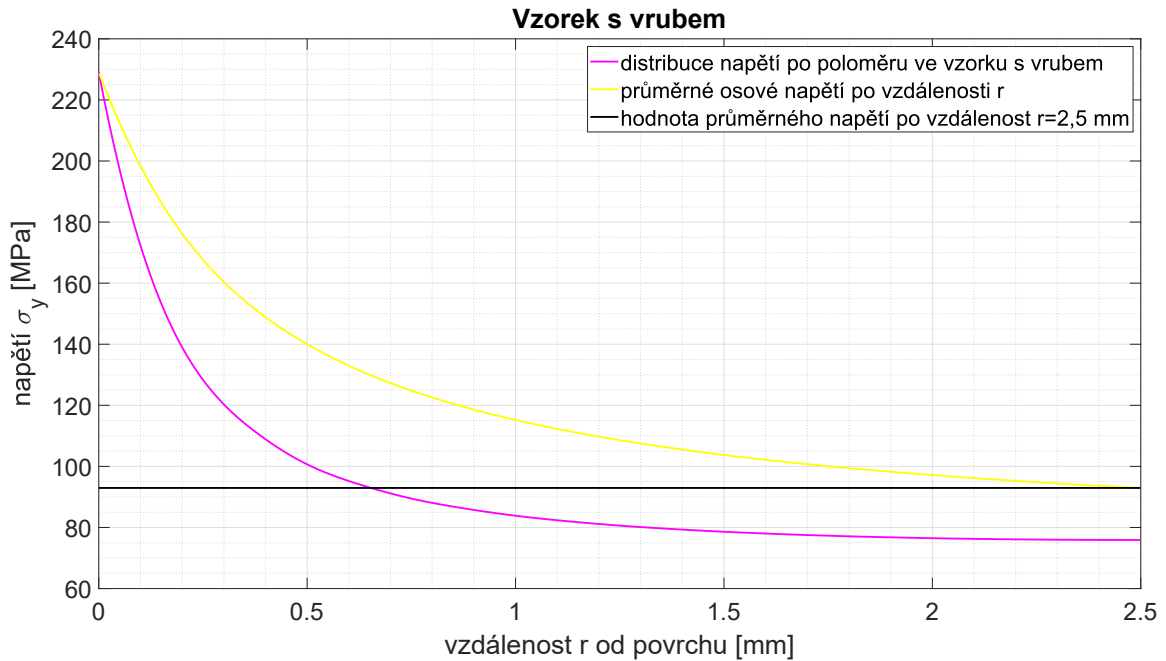
Při aplikaci liniové metody, popsané v kap. 4.2.1, lze uvažovat, že nominální napětí ve vzorku s vrubem $\sigma_{a,nom}^{vrub}$ je napětí popsané liniovou metodou, kdy se kritická vzdálenost l pro vyhodnocování napětí rovná poloměru R . Naopak $\sigma_{a,max}^{vrub}$ lze uvažovat jako napětí, kdy se kritická vzdálenost l rovná 0. Snahou je najít průměrovací vzdálenost takovou, při níž by aplikace liniové metody (LM) vedla k tomu, že nová křivka životnosti $\sigma_{a,LM}^{vrub}$ by byla identická s křivkou životnosti $\sigma_{a,nom}^{hladky}$. K určení této vzdálenosti poslouží dříve spočítané distribuce napětí po poloměru.

Ukázalo se, že ve snaze posunu křivky vrubovaných vzorku na křivku naměřenou na hladkých vzorcích závisí mírně průměrovací vzdálenost na počtu cyklů do lomu. Z toho

důvodu byla průměrovací vzdálenost určena jako funkce počtu cyklů do lomu. Z jednoduché úvahy a přímé úměry lze vyjádřit pro každý počet cyklů do lomu velikost průměrného osového napětí ve vrubovaném vzorku $\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=l)$ tak, aby životnost vrubovaného vzorku vyhodnoceného pomocí liniové metody přes vzdálenost l odpovídala životnosti hladkého vzorku $\sigma_{a,nom}^{hladky}$. Tato závislost je vyjádřena rovnicí 4.73, kde $\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=R)$ je průměrné osově napětí vzorku s vrubem $\sigma_{y,nom}^{vrub}$ a jeho hodnota je znázorněna na obr. 4.23 černou čarou s konstantní hodnotou. Pro všechna tato napětí $\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=l)$ při různých životnostech existuje kritická vzdálenost l , přes kterou má být osově napětí σ_y^{vrub} vrubovaného vzorku průměrováno. Tato kritická vzdálenost l je horní mezí integrálu 4.74. Řešení tohoto integrálu je prováděno pomocí funkce *cumtrapz*¹, kdy je známa hodnota integrálu, ale hledá se horní mez l .

$$\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=l) = \frac{\sigma_{a,nom}^{hladky}}{\sigma_{a,nom}^{vrub}} \cdot \sigma_{y,LM}^{vrub}(L=R) \quad (4.73)$$

$$\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=l) = \frac{1}{l} \int_0^l \sigma_y^{vrub} dr \quad (4.74)$$

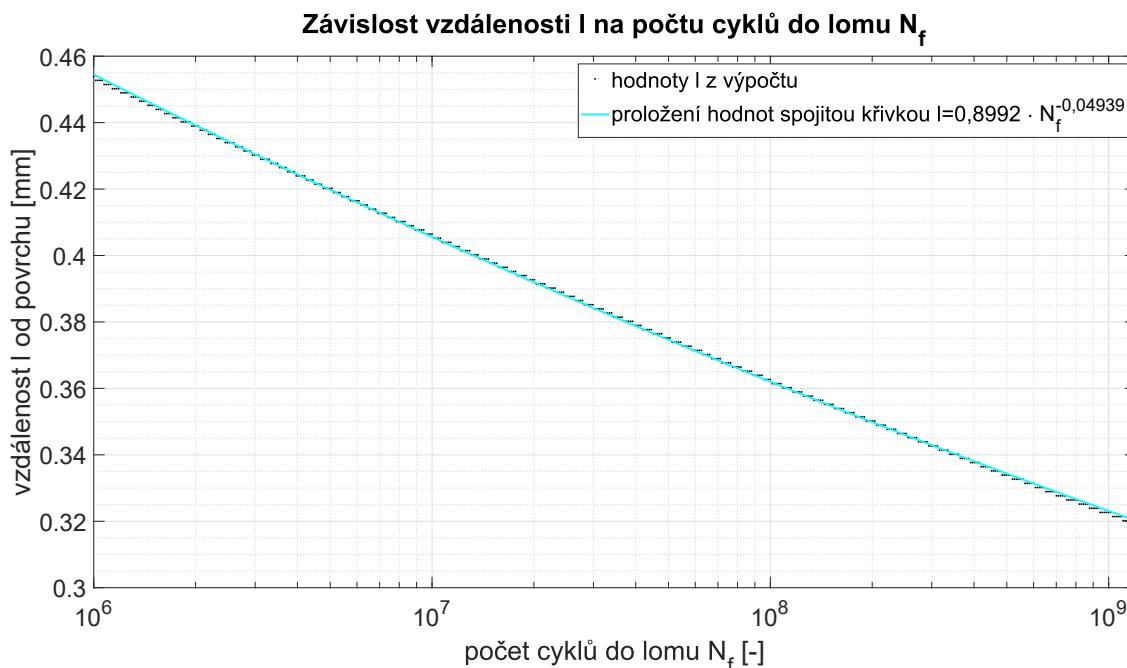


Obrázek 4.23: Průměrná hodnota napětí po určitou vzdálenost L

Velikost této vzdálenosti l v závislosti na požadované životnosti N_f lze popsat vztahem 4.75. Tato závislost je získána proložení diskretních hodnot l spojitou křivkou (obr. 4.24).

$$l = 0,8992 \cdot N_f^{-0,04939} \quad (4.75)$$

¹Cumulative trapezoidal numerical integration



Obrázek 4.24: Závislost vyhodnocované vzdálenosti l na počtu cyklů do lomu N_f

4.3.7 Konkrétní určení kritické vzdálenosti l

Pro lepší pochopení předešlého postupu je proveden a ukázán výpočet kritické vzdálenosti pro určitý počet cyklů do lomu. Analogicky se tento výpočet provádí pro jiné hodnoty počtu cyklů do lomu N_f . Výpočet byl naprogramován pro 2000 log-normálně rozložených hodnot počtu cyklů do lomu N_f .

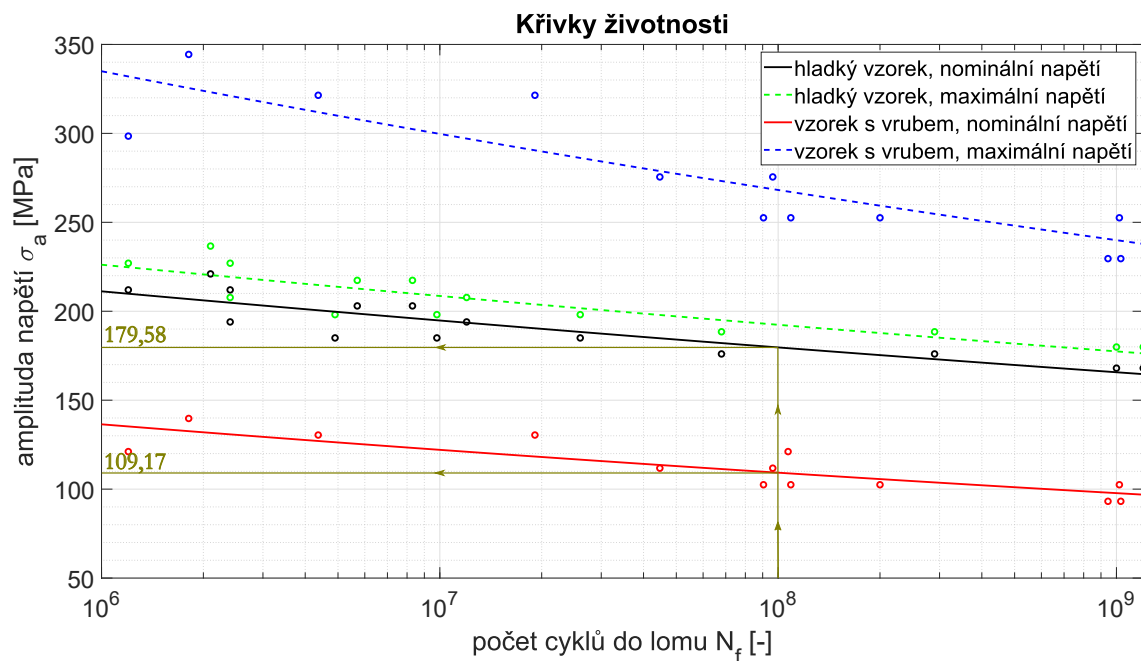
Ukažme výpočet pro 10^8 cyklů, velikost napětí pro liniovou metodu se vypočítá dosazením hodnot z obrázku 4.25 do rovnice 4.76.

$$\sigma_{y,LM}^{vrub}(L=l) = \frac{\sigma_{a,nom}^{hladky}}{\sigma_{a,nom}^{vrub}} \cdot \sigma_{y,LM}^{vrub}(L=R) = \frac{179,5765 \text{ MPa}}{109,1704 \text{ MPa}} \cdot 92,9449 \text{ MPa} = 152,8869 \text{ MPa} \quad (4.76)$$

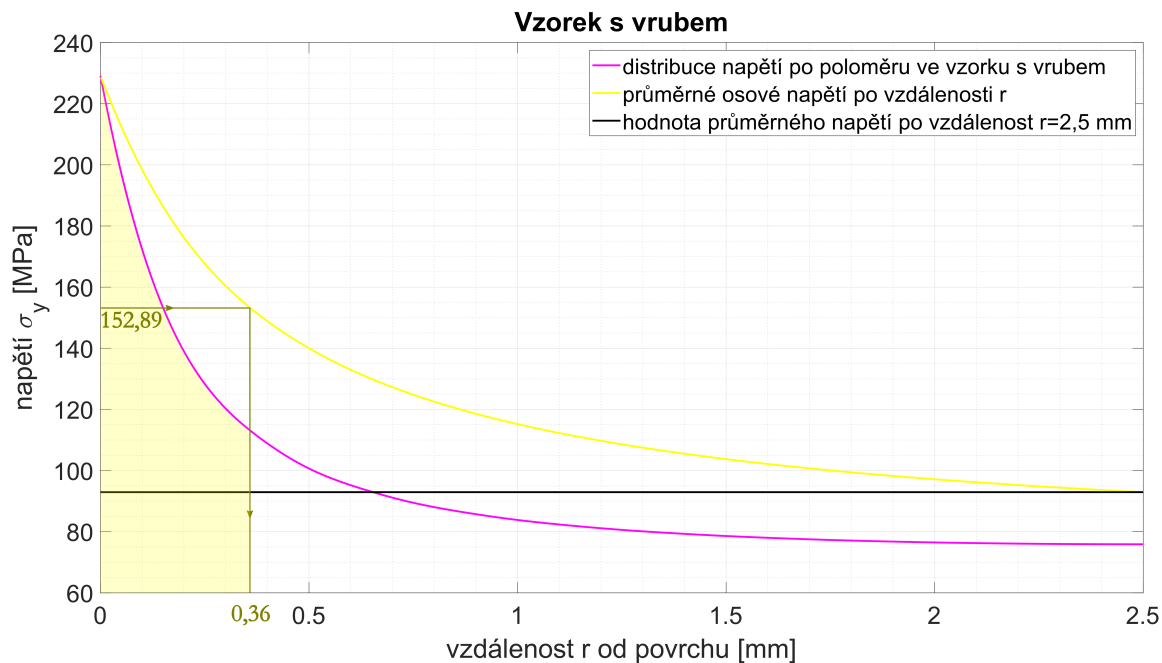
Poté se hledá vzdálenost, po níž je průměrné osově napětí vrubovaného vzorku rovno právě této hodnotě. Průměrné napětí 152,8869 MPa odpovídá kritické vzdálenosti $l = 0,3614$ mm. Grafické znázornění tohoto postupu je vidno na obr. 4.26.

Podobného výsledku lze docílit dosazením počtu cyklů N_f do rovnice 4.75, která vznikla aproximací diskretizovaných výsledků.

$$l = 0,8992 \cdot N_f^{-0,04939} = 0,8992 \cdot (10^8)^{-0,04939} = 0,3620 \text{ mm} \quad (4.77)$$



Obrázek 4.25: Určení lomových napětí z křivek životnosti pro 10^8 cyklů



Obrázek 4.26: Určení kritické vzdálenosti l pro počet cyklů 10^8

4.3.8 Úvahy

Pomocí metody kritických vzdáleností lze odhadovat životnost vrubovaného vzorku na základě distribuce napětí po průřezu a křivky životnosti hladkého vzorku. Pomocí rovnice 4.75 se určí vzdálenost, přes kterou se vyhodnocuje osové napětí vrubovaného vzorku získané numerickým modelováním. Pokud bude toto napětí menší než lomové napětí z nominální

křivky životnosti hladkého vzorku při stejném počtu cyklů do lomu, vrubovaný vzorek vydrží. Jakmile toto průměrné osově napětí přes vzdálenost l bude vyšší než nominální napětí hladkého vzorku při stejném počtu cyklů do lomu, vrubovaný vzorek zatěžovací napětí nevydrží a je potřeba změnit původní návrh součásti s vrubem tak, aby účinek vrubu nebyl tak silný.

Z obr. 4.24 a z rovnice 4.75 je také zřejmé, že vzdálenost l nelze považovat za materiálovou charakteristiku, ale závisí mírně na počtu cyklů do lomu. Rovnice 4.75 plynula z naměřených dat získaných na hliníkové slitině AW 7075 a platí pro tento materiál a rádius vrubu. Platnost pro jiné poloměry vrubu bude ověřena. Bohužel kvůli poruše zkušebního stroje na pracovišti ÚFM nebylo možné ostatní tvary vrubu změřit. Tyto práce jsou však plánovány v rámci dalšího studia. Předmětem dalšího studia bude také měření jiných materiálů. Výsledky by měly přispět ke zvýšení spolehlivosti součástí s vrubem zatěžovaných cyklicky zvláště v oblasti vysokocyklové a gigacyklové únavy.

Kapitola 5

Závěr

Tato práce je zaměřena na vliv vrubů při cyklickém vysokofrekvenčním zatěžování. Nejprve byl vypracován přehled dané problematiky. Kapitoly 2 a 3 se věnují teoretickému základu, který seznamuje s únavou materiálů a koncepcemi, které se používají při posuzování vlivů vrubů na únavovou pevnost a životnost. Mezi tyto koncepty patří koncepty nominálních napětí, koncepty lokálních napětí a deformací nebo lze použít zákonitosti lomové mechaniky.

Čtvrtá kapitola popisuje lomově mechanické postupy. Lomová mechanika se obecně zabývá chováním těles s trhlinami, nicméně podobně jako tělesa s trhlinami se chovají tělesa s vruby a tento fakt vedl ke vzniku tzv. zobecněné lomové mechaniky, pod kterou spadají přístupy konečné lomové mechaniky. Pod pojmem konečná lomová mechanika lze chápat skupinu teorií, které používají určitý konečný délkový parametr k předpovědi vlivu vrubů na iniciaci trhliny a tím i životnost těles. Do této skupiny patří především sdružené kritérium (někdy nazývané pouze konečná lomová mechanika) a teorie kritických vzdáleností. Tyto metody jsou v současné době předmětem výzkumu a jsou postupně rozvíjeny a aplikovány různými autory, avšak v oblasti gigacyklové únavy nejsou tyto teorie dostatečně prozkoumány.

Teorií kritických vzdáleností se zabývá irský profesor David Taylor, jehož články jsou v práci zmíněny. Mezi nejznámější zástupce teorie kritických vzdáleností patří bodová a liniová metoda. Liniová metoda používá jako reprezentanta napětového stavu průměrnou hodnotu napětí přes oblast od kořene vrubu po tzv. kritickou vzdálenost. Právě tato metoda byla aplikována na vyhodnocení experimentálně získaných dat hladkého a vrubovaného vzorku.

Cílem diplomové práce bylo vyhodnotit data křivky únavové životnosti vrubovaných vzorků pomocí postupů konečné lomové mechaniky. Byly navrženy hladké zkušební vzorky a vzorky s U-vrubem tak, aby jejich vlastní frekvence podélných kmitů dosahovala 20 kHz a bylo je možné použít pro ultrazvukové zkoušky, pomocí kterých lze dosáhnout až 10^9 zátěžných cyklů. Pomocí harmonické analýzy se získaly průběhy rozložení osového napětí v nejužším průměru vzorku. Na základě rozložení osového napětí ve vrubovaném vzorku byla určena kritická vzdálenost tak, aby lomové napětí hladkého vzorku bylo rovno průměrnému napětí přes kritickou vzdálenost v průřezu vrubovaného vzorku. Ukázalo se, že tato kritická vzdálenost je závislá na počtu cyklů do lomu a tato závislost byla vyjádřena pomocí matematického předpisu. Snahou je předcházet vzniku poruch již v etapě návrhu konstrukce, proto lze tento postup využít inverzně. Tedy na základě změřené křivky životnosti hladkého vzorku a životnosti, které se snažíme dosáhnout, je možné posoudit životnost vzorku s vrubem, aniž by byly známy křivky životnosti vrubovaného vzorku. Dosazením do předpisu pro kritickou vzdálenost se získá délkový parametr, přes který musí být veli-

kost průměrného napětí menší než lomové napětí v hladkém vzorku při stejné životnosti. Otázkou dalšího výzkumu bude, jak se tato vzdálenost liší pro různé materiály a jiné typy vrubů.

Literatura

- [1] *Gigacycle Fatigue Machine: Instruction Manual*. Brno: Institute of Physics of Materials.
- [2] *Seznam laboratoří: Únava materiálů*. [cit. 6. února 2021]. Dostupné z: <https://www.ipm.cz/laboratore/unava-materialu/>.
- [3] ANTOLOVICH, S. D. a MUGHRABI, H. In Memoriam Claude Bathias 1938–2015. *International Journal of Fatigue*. 2016, sv. 93, s. 215. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.03.007>. ISSN 0142-1123. Gigacycle Fatigue-Theory and Applications Dedicated to the Memory of Professor Claude Bathias. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112316300123>.
- [4] ATZORI, B., LAZZARIN, P. a TOVO, R. Evaluation of the fatigue strength of a deep drawing steel. *ÖIAZ*. 1992, sv. 137, č. 11, s. 556–561.
- [5] BANNANTINE, J. A. *Fundamentals of metal fatigue analysis*. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1990. ISBN 0-13-340191-X.
- [6] BATHIAS, C. Gigacycle fatigue of high strength steels prediction and mechanisms. In: *European Structural Integrity Society*. Elsevier, 2000, sv. 26, s. 163–171.
- [7] BATHIAS, C. There is no infinite fatigue life in metallic materials. *Fatigue & fracture of engineering materials & structures (Print)*. 1999, sv. 22, č. 7, s. 559–565.
- [8] BURŠA, J. *Studijní opory, přednáška 3-4* [online]. 2021. Prosinec 2020 [cit. 16. března 2021]. Dostupné z: http://www.old.umd.fme.vutbr.cz/~jbursa/Stud_opory/3-4-prednaska.pdf.
- [9] CAMANHO, P., ERÇİN, G., CATALANOTTI, G., MAHDI, S. a LINDE, P. A finite fracture mechanics model for the prediction of the open-hole strength of composite laminates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2012, sv. 43, č. 8, s. 1219–1225. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2012.03.004>. ISSN 1359-835X. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X12000978>.
- [10] CARPINTERI, A., CORNETTI, P., PUGNO, N., SAPORA, A. a TAYLOR, D. A finite fracture mechanics approach to structures with sharp V-notches. *Engineering Fracture Mechanics*. 2008, sv. 75, č. 7, s. 1736–1752. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2007.04.010>. ISSN 0013-7944. Critical Distance Theories of Fracture. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794407002184>.

- [11] CORNETTI, P., PUGNO, N., CARPINTERI, A. a TAYLOR, D. Finite fracture mechanics: A coupled stress and energy failure criterion. *Engineering Fracture Mechanics*. 2006, sv. 73, č. 14, s. 2021–2033. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.03.010>. ISSN 0013-7944. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794406001160>.
- [12] DOWLING, N. E. *Mechanical behavior of materials : engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. 3rd ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 2007. ISBN 0-13-186312-6.
- [13] DYLAĞ, Z., DYLAĞ, Z. a DYLAĞ, Z. *Únava materiálu a její zkoušení*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1968. Řada strojírenské literatury.
- [14] EL HADDAD, M., SMITH, K. a TOPPER, T. Fatigue crack propagation of short cracks. 1979.
- [15] GRIFFITH, A. A. VI. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character*. The royal society London. 1921, sv. 221, 582-593, s. 163–198.
- [16] JANSSEN, M., ZUIDEMA, J. a WANHILL, R. *Fracture mechanics*. 2nd ed. London ; New York: Spon Press, 2004. ISBN 0-415-34622-3.
- [17] KLESNIL, M. a LUKÁŠ, P. *Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání*. Vyd. 1. Praha: Academia, 1975. Fyzikálně metalurgická řada.
- [18] KLUSÁK, J., KREPL, O. a PROFANT, T. An easy and engineering stability criterion of general singular stress concentrators. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. Elsevier. 2019, sv. 104, s. 102341. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844219301077>.
- [19] KLUSÁK, J., KNÉSL, Z. a NÁHLÍK, L. Crack Initiation Criteria for Singular Stress Concentrations, Part II: Stability of Sharp and Bi-Material Notches. *Engineering Mechanics*. Association for Engineering Mechanics. December 2007, sv. 14, č. 6, s. 409–422. Dostupné z: <http://dlib.lib.cas.cz:8080/1157/>.
- [20] KNÉSL, Z. A criterion of V-notch stability. *International Journal of Fracture*. 1991, sv. 48, č. 4, s. R79–R83.
- [21] KUČERA, J. *Stručný úvod do mechaniky lomu - II. část. Únava materiálu*. 1. vyd. Ostrava: VŠB, 1994. ISBN 80-7078-244-7.
- [22] KUNZ, J. Lineární lomová mechanika – možnosti a omezení aplikace při výzkumu šíření únavových trhlin. In: [online]. Září 2004 [cit. 8. března 2021]. Dostupné z: https://www.researchgate.net/publication/281614468_Linearni_lomova_mechanika_-_moznosti_a_omezeni_aplikace_pri_vyzkumu_sireni_unavovych_trhlin.
- [23] KUNZ, J. *Aplikovaná lomová mechanika* [online]. Leden 2005 [cit. 8. března 2021]. ISBN 80-01-03306-6. Dostupné z: https://www.researchgate.net/publication/276202726_Aplikovana_lomova_mechanika.

- [24] KUNZ, L. Program Nové materiály na bázi kovů, keramik a kompozitů Strategie AV21: Miliardy - to je, oč tu běží. *Scientific American České vydání*. Praha: Espero Publishing. 2018, sv. 2018, březen - duben, s. 22–23. ISSN 1213-7723. Dostupné z: https://www.sciam.cz/files/pdf/2018/ufm_web.pdf.
- [25] LASEK, S. *Základy degračních procesů* [online]. 2013. Prosinec 2013 [cit. 6. února 2021]. Dostupné z: https://www.fmmi.vsb.cz/export/sites/fmmi/modin/cs/studijni-opory/resitelsky-tym-3-materialove-izenyrstvi/zaklady-degradacnich-procesu/Lasek_Zaklady_degradacnich_procesu.pdf.
- [26] LAZZARIN, P., TOVO, R. a MENEGETTI, G. Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity. *International Journal of Fatigue*. Elsevier. 1997, sv. 19, 8-9, s. 647–657.
- [27] LEE, Y.-L. *Metal fatigue analysis handbook : practical problem-solving techniques for computer-aided engineering*. Waltham: Butterworth-Heinemann, 2012. ISBN 978-0-12-385204-5.
- [28] LEGUILLON, D. Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch. *European Journal of Mechanics-A/Solids*. Elsevier. 2002, sv. 21, č. 1, s. 61–72. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0997753801011846>.
- [29] MARINES, I., BIN, X. a BATHIAS, C. An understanding of very high cycle fatigue of metals. *International Journal of Fatigue*. 2003, sv. 25, č. 9, s. 1101–1107. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(03\)00147-6](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(03)00147-6). ISSN 0142-1123. International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials IV. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112303001476>.
- [30] MEI, J., XING, S., VASU, A., CHUNG, J., DESAI, R. et al. The fatigue limit prediction of notched components—A critical review and modified stress gradient based approach. *International Journal of Fatigue*. Elsevier. 2020, sv. 135, s. 105531.
- [31] MEYERS, M. A. *Mechanical behavior of materials*. 2nd ed. / 5th printing with corrections 2010. Cambridge: Cambridge University Press, 2009. ISBN 978-0-521-86675-0.
- [32] MOLSKI, K. a GLINKA, G. A method of Elastic-Plastic Stress and Strain Calculation at a Notch Root. *Materials Science and Engineering*. Zář 1981, sv. 50, s. 93–100. DOI: 10.1016/0025-5416(81)90089-6. Dostupné z: https://www.researchgate.net/publication/222865741_A_method_of_elastic-plastic_stress_and_strain_calculation_at_a_notch_root.
- [33] MUGHRABI, H. On 'multi-stage' fatigue life diagrams and the relevant life-controlling mechanisms in ultrahigh-cycle fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. Wiley Online Library. 2002, sv. 25, 8-9, s. 755–764.
- [34] MUGHRABI, H. a ANTOLOVICH, S. D. A tribute to Claude Bathias – Highlights of his pioneering work in Gigacycle Fatigue. *International Journal of Fatigue*. 2016, sv. 93, s. 217–223. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.04.020>. ISSN 0142-1123. Gigacycle Fatigue-Theory and Applications Dedicated to the Memory of Professor

Claude Bathias. Dostupné z:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112316300743>.

- [35] MURAKAMI, Y., NOMOTO, T. a UEDA, T. Factors influencing the mechanism of superlong fatigue failure in steels. *Fatigue & fracture of engineering materials & structures (Print)*. 1999, sv. 22, č. 7, s. 581–590.
- [36] NISHIJIMA, S. a KANAZAWA, K. Stepwise SN curve and fish-eye failure in gigacycle fatigue. *Fatigue & fracture of engineering materials & structures (Print)*. 1999, sv. 22, č. 7, s. 601–607.
- [37] OGATA, T. a TAKAHASHI, Y. Development of a high-temperature biaxial fatigue testing machine using a cruciform specimen. In: MACHA, E., BĘDKOWSKI, W. a ŁAGODA, T., ed. *Multiaxial Fatigue and Fracture*. Elsevier, 1999, sv. 25, s. 101–114. European Structural Integrity Society. DOI: [https://doi.org/10.1016/S1566-1369\(99\)80010-7](https://doi.org/10.1016/S1566-1369(99)80010-7). ISSN 1566-1369. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1566136999800107>.
- [38] OSTASH, O. a PANASYUK, V. Fatigue process zone at notches. *International Journal of Fatigue*. 2001, sv. 23, č. 7, s. 627–636. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(01\)00004-4](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00004-4). ISSN 0142-1123. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112301000044>.
- [39] PALIN LUC, T. *LASUR Ultrasonic fatigue testing machine: Training*. Institute of Mechanics and Mechanical Engineering: [b.n.], 2016.
- [40] PANTĚLEJEV, L. *Gigacyklová únava* [online]. 2003. Prosinec 2003 [cit. 1. března 2021]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/images/umvi/opory/gu/Gigacyklova%20unava.pdf>.
- [41] PANTĚLEJEV, L. *Únava kovových materiálů* [online]. 2003. Prosinec 2003 [cit. 6. února 2021]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/images/umvi/opory/ukm/Unava%20kovovych%20materialu.pdf>.
- [42] POOK, L. *Lineární elastická lomová mechanika pro konstruktéry : teorie a aplikace*. Brno: Vysoké učení technické v Brně - Nakladatelství VUTUM, 2017. ISBN 978-80-214-4760-8.
- [43] POSPÍŠIL, B. Zobecnění Neuberova principu směrodatné deformace k výpočtům v oblasti střídavé plastické deformace. *Strojírenství*. 1975, sv. 25, č. 2, s. 74–78.
- [44] QIAN, Z. a AKISANYA, A. Wedge corner stress behaviour of bonded dissimilar materials. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 1999, sv. 32, č. 3, s. 209–222. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0167-8442\(99\)00041-5](https://doi.org/10.1016/S0167-8442(99)00041-5). ISSN 0167-8442. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844299000415>.
- [45] SCHIJVE, J. *Fatigue of structures and materials*. 2nd ed. Springer, 2009. ISBN 978-1-4020-6807-2.
- [46] SEWERYN, A. Brittle fracture criterion for structures with sharp notches. *Engineering Fracture Mechanics*. Elsevier. 1994, sv. 47, č. 5, s. 673–681.

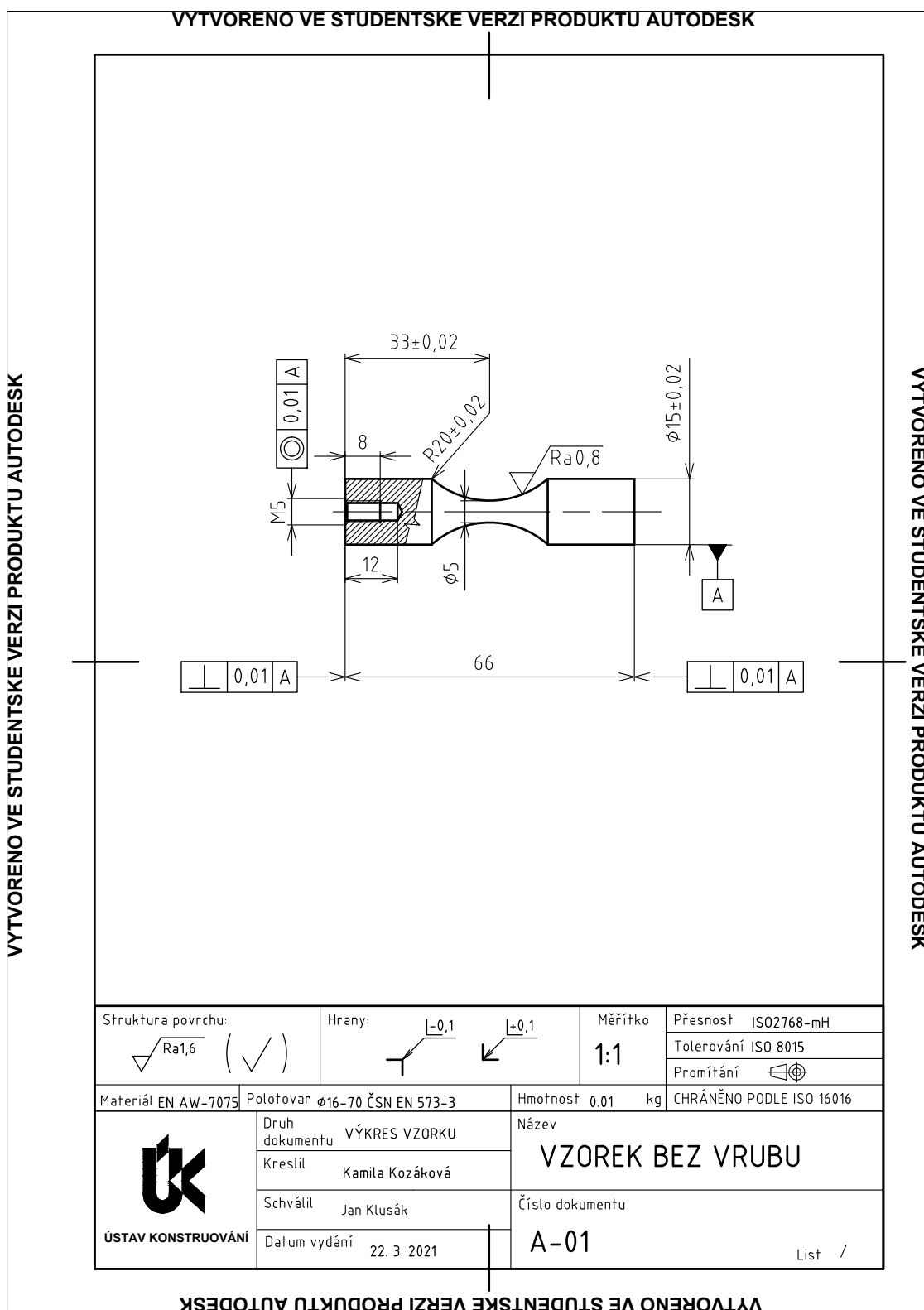
- [47] SEWERYN, A. a ŁUKASZEWICZ, A. Verification of brittle fracture criteria for elements with V-shaped notches. *Engineering fracture mechanics*. Elsevier. 2002, sv. 69, č. 13, s. 1487–1510.
- [48] SHIGLEY, J. E. *Konstruování strojních součástí*. 1. vyd. V Brně: VUTUM, 2010. Překlady vysokoškolských učebnic. ISBN 978-80-214-2629-0.
- [49] SIH, G. C. Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems. *International Journal of fracture*. Springer. 1974, sv. 10, č. 3, s. 305–321.
- [50] SKÁLOVÁ, J. *Základní zkoušky kovových materiálů*. 4. vyd. Plzeň: Západočeská univerzita, 2005. ISBN 80-7043-417-1.
- [51] SUSMEL, L. The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*. 2008, sv. 75, č. 7, s. 1706–1724. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.12.004>. ISSN 0013-7944. Critical Distance Theories of Fracture. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794406004553>.
- [52] SVOBODA, P. *Výběry z norem : pro konstrukční cvičení*. Vydání šesté, přepracované a doplněné. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2019. ISBN 978-80-7623-010-1.
- [53] SVOBODA, P. *Základy konstruování*. Vydání osmé, přepracované a doplněné. Brno: CERM - akademické nakladatelství, 2020. ISBN 978-80-7623-034-7.
- [54] TANAKA, K. a AKINIWA, Y. Fatigue crack propagation behaviour derived from S–N data in very high cycle regime. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. Wiley Online Library. 2002, sv. 25, 8-9, s. 775–784.
- [55] TANAKA, K. Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches. *International Journal of Fracture*. Springer. 1983, sv. 22, č. 2, s. R39–R46.
- [56] TAYLOR, D. The theory of critical distances. *Engineering Fracture Mechanics*. 2008, sv. 75, č. 7, s. 1696–1705. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2007.04.007>. ISSN 0013-7944. Critical Distance Theories of Fracture. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794407002172>.
- [57] TAYLOR, D. Applications of the theory of critical distances to the prediction of brittle fracture in metals and non-metals. In: 2013. Dostupné z: <http://www.structuralintegrity.eu/pdf/esis/Documents/Conference/ECF/15/Taylor%20D.pdf>.
- [58] TAYLOR, D. Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model. *International Journal of Fatigue*. Elsevier. 1999, sv. 21, č. 5, s. 413–420.
- [59] TAYLOR, D. The Theory of Critical Distances: A link to micromechanisms. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 2017, sv. 90, s. 228–233. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.05.018>. ISSN 0167-8442. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844217301829>.
- [60] VLK, M. *Dynamická pevnost a životnost*. 2. vyd. Brno: VUT Brno, 1992. ISBN 80-214-0427-2.

- [61] VLK, M. a FLORIAN, Z. *Mezní stavy a spolehlivost* [online]. 2007. Prosinec 2007 [cit. 8. března 2021]. Dostupné z: <http://www.zam.fme.vutbr.cz/~vlk/meznistavy.pdf>.
- [62] WAGNER, D., CAVALIERI, F., BATHIAS, C. a RANC, N. Ultrasonic fatigue tests at high temperature on an austenitic steel. *Propulsion and Power Research*. 2012, sv. 1, č. 1, s. 29–35. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jppr.2012.10.008>. ISSN 2212-540X. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212540X12000090>.
- [63] WANG, C., WAGNER, D., WANG, Q. a BATHIAS, C. Gigacycle fatigue initiation mechanism in Armco iron. *International Journal of Fatigue*. 2012, sv. 45, s. 91–97. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.06.005>. ISSN 0142-1123. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211231200206X>.
- [64] WEISSGRAEBER, P., LEGUILLON, D. a BECKER, W. A review of Finite Fracture Mechanics: crack initiation at singular and non-singular stress raisers. *Archive of Applied Mechanics*. Springer. 2016, sv. 86, 1-2, s. 375–401. Dostupné z: <https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s00419-015-1091-7.pdf>.
- [65] WILLIAMS, M. L. Stress Singularities Resulting From Various Boundary Conditions in Angular Corners of Plates in Extension. *Journal of Applied Mechanics*. 1952, sv. 19, č. 4, s. 526–528. DOI: <https://resolver.caltech.edu/CaltechAUTHORS:20140730-111744170>. ISSN 0021-8936. Dostupné z: <https://authors.library.caltech.edu/47672/>.
- [66] ZOUHAR, M., NÁHLÍK, L., HUTAŘ, P., ŠEVČÍK, M. a KNÉSL, Z. The effect of critical distance on stability conditions for a crack at the interface between two polymer materials. *Engineering Mechanics*. 2012, sv. 19, 2/3, s. 155–163.

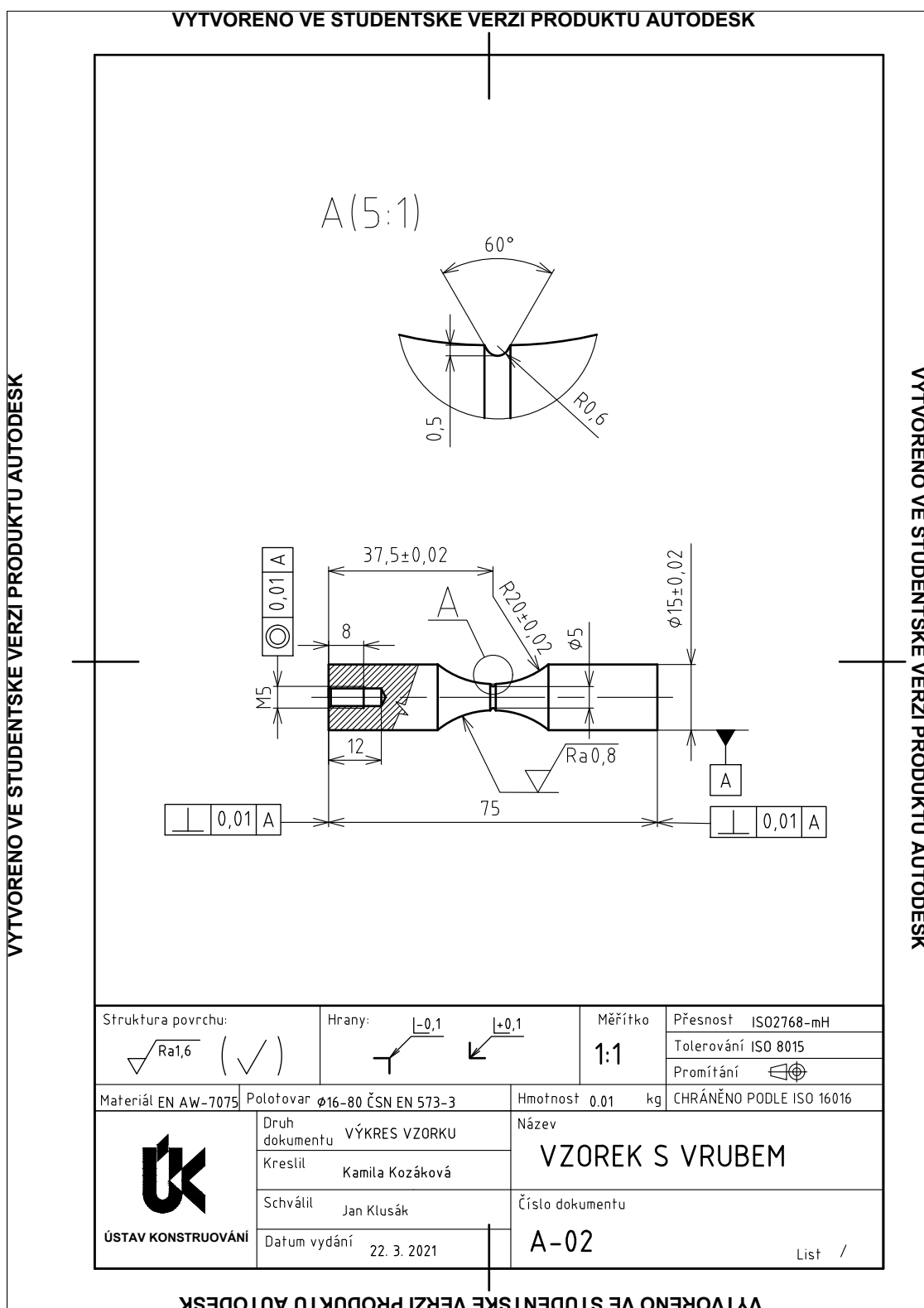
Příloha A

Výkresy vzorků

- Výkres hladkého vzorku [A.1](#)
- Výkres vzorku s vrubem [A.2](#)



Obrázek A.1: Výkres hladkého vzorku



Obrázek A.2: Výkres vzorku s vrubem